

**Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava**

**Fakulta metalurgie a materiálového inženýrství**

**Katedra tepelné techniky**



# **DISERTAČNÍ PRÁCE**

**Stanovení okrajových podmínek rovnice vedení tepla  
v sekundární oblasti chlazení ZPO**

**Ing. Miroslav VACULÍK**

**Studijní obor:** Tepelná technika a paliva v průmyslu

**Školitel:** prof. Ing. Miroslav PŘÍHODA, CSc.

Ostrava 2012

Prohlašuji, že jsem doktorskou disertační práci na téma

**„Stanovení okrajových podmínek rovnice vedení tepla v sekundární oblasti chlazení ZPO“**

vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů, uvedených na seznamu, který tvoří přílohu této práce.

V Ostravě, dne.....

.....

Ing. Miroslav Vaculík

## **Poděkování**

Chtěl bych poděkovat především svému školiteli prof. Ing. Miroslavu Příhodovi, CSc., pracovníkům katedry tepelné techniky a kolegům z Centra nanotechnologií VŠB-TU Ostrava, za cenné rady, připomínky a pomoc jak při tvorbě disertační práce, ale také v průběhu celého doktorského studia.

Velký díky patří celé mojí rodině za jejich podporu, trpělivost a pochopení na dlouhé cestě k získání akademického titulu Ph.D.

## ANOTACE

Disertační práce se zabývá stanovením okrajových podmínek rovnice vedení tepla platných pro sekundární oblast chlazení předlitků na zařízení pro plynulé odlévání oceli. Pozornost je zaměřena zejména na popis sekundární oblasti chlazení, fyzikálního modelování jednotlivých parametrů ovlivňujících odvod tepla z předlitku v sekundární oblasti chlazení, stanovení korelačních závislostí mezi jednotlivými fyzikálními veličinami měřenými na fyzikálních modelech.

Pro určení daných fyzikálních veličin byly provedeny série testovacích měření na soustavě fyzikálních modelů katedry tepelné techniky, fakulty metalurgie a materiálového inženýrství VŠB-Technické univerzity Ostrava. Experimentálnímu testování byly podrobeny vodní trysky v reálných konfiguracích, v jakých se vyskytují na licím stroji.

Na studeném fyzikálním modelu je určována velikost lineární intenzity ostříku, která udává rozložení chladicí vody po šířce tuhnoucího předlitku. Na modelu je také možno stanovit velikost plošné intenzity ostříku, která definuje množství chladicí vody jak po šířce předlitku, tak ve směru lití.

Teplý fyzikální model umožňuje stanovit velikost součinitele přestupu tepla v závislosti na aktuální pozici trysky vůči chlazené ploše. Znalost rozložení součinitele přestupu tepla je důležitá pro určení celkového odvodu tepla v sekundární oblasti chlazení. Odvod tepla je v této části chlazení převážně realizován částečným odpařením chladicí vody, která dopadá na povrch předlitku.

Z naměřených a vypočtených hodnot fyzikálních veličin jsou provedeny korelační závislosti, které mohou být využity pro rychlejší a energeticky méně náročné stanovení součinitele přestupu tepla ze znalosti lineární intenzity ostříku a ze znalosti referenční hodnoty součinitele  $\alpha$ , která je měřena ve středu ostříkového obrazce dané trysky. Je možno provést tedy částečné nahrazení měření na teplém modelu za měření na modelu studeném.

## KLÍČOVÁ SLOVA

Plynulé odlévání oceli, sekundární oblast chlazení, chlazení horkých povrchů, fyzikální modelování, intenzita ostříku, součinitel přestupu tepla.

## **ANNOTATION**

The thesis deals with the determination of boundary conditions of the heat equation applicable in the secondary cooling zone on the steel billet in the continuous casting machine. The description of the secondary cooling zone, physical modelling of various parameters which influence heat removal from the billet in the secondary cooling, and determination of the correlation dependence between physical quantities measured using physical models are addressed.

Series of test measurements for the determination of the physical quantities using a set of the physical models from Department of Thermal Engineering, Faculty of Metallurgy and Materials Engineering VŠB-Technical University of Ostrava were performed. Water nozzles in real configurations in which they occur in the casting machine were subjected to the experimental testing.

The linear spraying intensity, which gives the distribution of cooling water across the width of the solidifying billet is determined by using the cold physical model. The model also allows for determination of the size of the areal spraying intensity, which defines the quantity of cooling water to the width of blanks and in the direction of casting.

The hot physical model allows for determination of the heat transfer coefficient, depending on the current position of the nozzle on the cooled surface. The knowledge of the distribution of the heat transfer coefficient is important for determination of the total heat removal in the secondary cooling zone. The heat removal in this part of cooling is mainly realized by partial evaporation of the cooling water, which reaches the surface of the billet.

Based on the experimental and calculated physical parameters correlation dependencies are obtained, which can be used for faster and less energy consuming determination of the heat transfer coefficient from the knowledge of the linear spraying intensity and the knowledge of the reference value of the HTC, which is measured at the center of the nozzle spray pattern. Thus, it is possible to perform a partial replacement of testing using the expensive hot physical model by testing on the faster and less energy consuming cold physical model.

## **KEYWORDS**

Continuous casting of steel, secondary cooling zone, cooling of hot surfaces, physical modelling, spray intensity, heat transfer coefficient.

## SEZNAM POUŽITÝCH VELIČIN

$a$	součinitel teplotní vodivosti	$(\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1})$
$b$	šířka štěrbin	$(\text{m})$
$c_p$	měrná tepelná kapacita	$(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$
$d$	průměr ostřikového obrazce	$(\text{m})$
$D$	součinitel difúze	$(\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1})$
$d_h$	hydraulický průměr	$(\text{m})$
$g$	gravitační zrychlení	$(\text{m} \cdot \text{s}^{-2})$
$h$	výška štěrbin	$(\text{m})$
$h$	vzdálenost trysky od chlazeného povrchu	$(\text{m})$
$I$	lineární intenzita ostřiku	$(\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1})$
$I_i$	intenzita ostřiku ve štěrbině	$(\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1})$
$I_{\text{ref}}$	referenční hodnota lineární intenzity ostřiku	$(\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1})$
$I_x$	lineární intenzita ostřiku v místě $x$	$(\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1})$
$K$	konstanta	$(\text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1})$
$K_p$	tlakové kritérium	$(1)$
$K_T$	teplotní kritérium	$(1)$
$l$	charakteristický rozměr	$(\text{m})$
$l$	měrné skupenské teplo fázové přeměny	$(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1})$
$L$	vzdálenost mezi tryskami	$(\text{m})$
$l_v$	výparné teplo kapaliny	$(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1})$
$m_i$	hmotnost vody ve štěrbině	$(\text{kg})$
$n$	exponent	$(1)$
$n$	normála k povrchu P	$(1)$
$n$	počet sběrných komor na modelu	$(1)$
$p$	tlak	$(\text{Pa})$
$P_s$	příkon sondy	$(\text{W})$
$P_z$	ztrátový příkon	$(\text{W})$
$q$	hustota tepelného toku	$(\text{W} \cdot \text{m}^{-2})$
$q_{\text{kr}}$	kritická hustota tepelného toku	$(\text{W} \cdot \text{m}^{-2})$
$q_l$	lineární hustota tepelného toku	$(\text{W} \cdot \text{m}^{-1})$
$q_V$	vydatnost vnitřního objemového zdroje	$(\text{W} \cdot \text{m}^{-3})$

$r$	poloměr parní bublinky	(m)
$r_1$	vnitřní poloměr krystalizátoru	(m)
$r_2$	vnější poloměr krystalizátoru	(m)
$S$	plocha	(m <sup>2</sup> )
$t_1, t_2$	teplota tekutiny a pevného tělesa	(°C)
$t_{ok}$	teplota okolí	(°C)
$t_p$	teplota povrchu	(°C)
$t_s$	teplota povrchu sondy	(°C)
$t_v$	teplota chladicí vody	(°C)
$T_{var}$	termodynamická teplota varu tekutiny	(K)
$v$	rychlost	(m·s <sup>-1</sup> )
$V_i$	objem vody ve štěrbině	(m <sup>3</sup> )
$v_x, v_y, v_z$	složky rychlosti v jednotlivých směrech	(m·s <sup>-1</sup> )
$x$	šířka ostřikového obrazce štěrbinové trysky	(m)
$x, y, z$	souřadnice	(m)
$\alpha$	součinitel přestupu tepla	(W·m <sup>-2</sup> ·K <sup>-1</sup> )
$\alpha_c$	celkový součinitel přestupu tepla	(W·m <sup>-2</sup> ·K <sup>-1</sup> )
$\alpha_p$	součinitel přestupu tepla z oceli na vnitřní povrch krystalizátoru	(W·m <sup>-2</sup> ·K <sup>-1</sup> )
$\alpha_{ref}$	referenční hodnota součinitele přestupu tepla	(W·m <sup>-2</sup> ·K <sup>-1</sup> )
$\alpha_v$	součinitel přestupu tepla z vnějšího povrchu	(W·m <sup>-2</sup> ·K <sup>-1</sup> )
$\beta$	součinitel přestupu hmoty	(m·s <sup>-1</sup> )
$\gamma$	teplotní objemová roztažnost	(K <sup>-1</sup> )
$\Delta\tau$	přírůstek času	(s)
$\Delta m$	přírůstek hmotnosti	(kg)
$\Delta t$	teplotní rozdíl	(K)
$\eta$	dynamická viskozita tekutiny	(Pa·s)
$\theta$	součinitel tvaru tělesa	(1)
$\lambda$	součinitel tepelné vodivosti	(W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )
$\xi$	souřadnice polohy hranice mezi dvěma fázemi	(m)
$\rho$	hustota	(kg·m <sup>-3</sup> )
$\rho''$	hustota páry	(kg·m <sup>-3</sup> )
$\sigma$	povrchové napětí kapalné fáze	(N·m <sup>-1</sup> )

$\tau$	čas	(s)
$\nu$	kinematická viskozita	(m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> )
$\nabla^2$	Laplaceův operátor	(m <sup>-2</sup> )
$\frac{Dt}{d\tau}$	úplná derivace teploty podle času	(K·s <sup>-1</sup> )
$Gr$	Grashofovo kritérium	(1)
$Nu$	Nusseltovo kritérium	(1)
$Pr$	Prandtlovo kritérium	(1)
$Ra$	Rayleighovo kritérium	(1)
$Re$	Reynoldsovo kritérium	(1)
$Sc$	Schmidtovo (Prandtlovo difuzní) kritérium	(1)
$Sh$	Sherwoodovo (Nusseltovo difuzní) kritérium	(1)
$We$	Weberovo kritérium	(1)



# OBSAH

<b>1 ÚVOD .....</b>	<b>1</b>
<b>2 CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE .....</b>	<b>2</b>
<b>3 LITERÁRNÍ REŠERŠE .....</b>	<b>3</b>
<b>4 PLYNULÉ ODLÉVÁNÍ OCELI.....</b>	<b>6</b>
<b>4.1 Rozdělení jednotlivých typů licích strojů .....</b>	<b>8</b>
4.1.1 Rozdělení dle odlévaných formátů .....	8
4.1.2 Rozdělení dle konstrukce.....	9
<b>4.2 Primární oblast chlazení předlitku .....</b>	<b>11</b>
<b>4.3 Sekundární oblast chlazení.....</b>	<b>14</b>
<b>4.4 Terciární oblast chlazení.....</b>	<b>15</b>
<b>5 SEKUNDÁRNÍ OBLAST CHLAZENÍ PŘEDLITKŮ ZPO.....</b>	<b>16</b>
<b>5.1 Chladicí systémy sekundární oblasti chlazení .....</b>	<b>17</b>
<b>5.2 Jednosložkové systémy .....</b>	<b>17</b>
5.2.1 Kuželové vodní trysky .....	19
5.2.2 Štěrbínové vodní trysky .....	21
<b>5.3 Dvousložkové systémy .....</b>	<b>21</b>
<b>5.4 Sdílení tepla v sekundární oblasti chlazení .....</b>	<b>23</b>
<b>5.5 Sdílení tepla konvekcí .....</b>	<b>25</b>
<b>5.6 Sdílení tepla konvekcí při změně skupenství .....</b>	<b>31</b>
5.6.1 Odpařování na hladině kapaliny .....	31
5.6.2 Bublinkový var .....	32
5.6.3 Blánový var.....	34
<b>6 STANOVENÍ OKRAJOVÝCH PODMÍNEK SEKUNDÁRNÍ OBLASTI CHLAZENÍ ZPO .....</b>	<b>35</b>
<b>6.1 Studený fyzikální model.....</b>	<b>37</b>
6.1.1 Postup měření lineární intenzity ostříku .....	39
6.1.2 Postup měření plošné intenzity ostříku .....	40

6.1.3 Chemická analýza vnitřního povrchu a usazenin použitých trysek .....	52
<b>6.2 Teplý fyzikální model .....</b>	<b>58</b>
<b>6.3 Korelační závislosti mezi fyzikálními modely .....</b>	<b>73</b>
<b>7 NUMERICKÉ MODELOVÁNÍ SEKUNDÁRNÍ OBLASTI CHLAZENÍ .....</b>	<b>86</b>
7.1 Numerický model KTT .....	86
7.2 Komerční software ProCAST .....	88
<b>8 ZÁVĚR .....</b>	<b>92</b>
<b>9 CONCLUSION .....</b>	<b>95</b>
<b>POUŽITÉ LITERÁRNÍ ZDROJE .....</b>	<b>98</b>
<b>SEZNAM PRACÍ DISERTANTA VZTAHUJÍCÍ SE K DISERTACI .....</b>	<b>103</b>
<b>SEZNAM OBRÁZKŮ A TABULEK .....</b>	<b>105</b>

# 1 ÚVOD

Plynulé odlévání oceli je technologií zpracování oceli, která přináší kromě ekonomických výhod spojených s vyšší výtěžností kovů a úsporou energie, která je tím vyšší, čím více se tvar a rozměr předlitku blíží konečné podobě výrobku, také snižování výrobních nákladů. Nezanedbatelné nejsou ani výhody spojené s vyšší povrchovou a vnitřní jakostí ocelových předlitků oproti klasickému ingotovému zpracování oceli. K dalším výhodám patří zvyšování produktivity práce, pozitivní vliv na pracovní prostředí a ekologii.

Základním metalurgickým problémem plynulého lití je odvádění tepla z tekuté oceli přímým a nepřímým chlazením. Zatímco v primární oblasti chlazení je hlavním cílem řízení odvodu tepla dostatečná tloušťka a pevnost utuhlé kůry předlitku na výstupu z krystalizátoru, v pásmu sekundárního chlazení odvod tepla ovlivňuje vznik povrchových a vnitřních vad.

Znalost tepelných procesů při plynulém odlévání oceli je důležitá pro nastavení optimálních hodnot licích rychlostí, množství chladicí vody, typů použitých trysek a jejich vzdáleností, aby vznikaly předlitky požadované kvality.

Horký povrch tuhnoucího předlitku je v sekundární oblasti chlazen prostřednictvím ohřevu a odpařování chladicí vody, dopadající velkou rychlostí na povrch předlitku. Tento způsob chlazení je velmi účinný a je charakterizován vysokými hodnotami hustoty tepelného toku. Voda vystupuje z ústí vodních nebo vodovzdušných trysek, které ji rozprašují na jemné kapičky. Tato metoda je používána v řadě chladicích procesů v metalurgii a v dalších průmyslových odvětvích.

Disertační práce se zabývá popisem funkce a rozbořem tepelných dějů v sekundární oblasti chlazení. Jsou zde rovněž popsány základní druhy chlazení ovlivňující kvalitu předlitku a možnosti řešení tepelných pochodů v této oblasti chlazení. Při znalosti okrajových podmínek rovnice vedení tepla, která udává průběh teplot v chladnoucím předlitku, lze provádět matematické simulace teplotního pole předlitku. S jejich pomocí lze jednoduše měnit vstupní parametry lití a predikovat případný vznik průvalů, upravovat konstrukci sekundární oblasti chlazení s použitím jiných typů trysek s menší spotřebou chladicí vody a celkovou energetickou náročností.

Pomocí literární rešerše byly shromážděny informace, které ukazují způsoby matematického modelování odvodu tepla. Pozornost byla rovněž soustředěna na stanovení součinitelů přestupu tepla při chlazení horkých povrchů pomocí různých metod měření. Jednou z možných variant pro stanovení těchto ukazatelů se jeví možnost modelování na fyzikálním modelu chlazení na zařízení plynulého odlévání (ZPO).

Cílem předložené práce je popsat a vzájemně porovnat parametry ovlivňující odvod tepla v sekundární oblasti chlazení ZPO a následně vytvořit závislosti mezi jednotlivými experimentálními metodami stanovujícími intenzitu a rovnoměrnost chlazení předlitku.

## 2 CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE

Znalost odvodů tepla v jednotlivých oblastech chlazení předlitku je důležitá pro zamezení vzniku vad a trhlin, stanovení optimální spotřeby chladicí vody atd. Disertační práce je zaměřena na stanovení odvodů tepla v sekundární oblasti chlazení předlitku, která je reprezentována vodními nebo vodovzdušnými tryskami. Chladicí účinek trysky lze nejlépe zjistit ze součinitele přestupu tepla mezi povrchem předlitku a rozstříkovanou vodou. Experimentální část práce byla zaměřena na provedení souboru testovacích měření na fyzikálních modelech a nalezení závislostí mezi jednotlivými typy modelů. Získané hodnoty součinitele přestupu tepla a intenzity ostříku byly dále použity jako okrajové podmínky řešení teplotního pole chladnoucího předlitku v numerických modelech.

Cíle disertační práce lze shrnout do následujících bodů:

1. Stanovení okrajových podmínek rovnice vedení tepla při chlazení předlitku se zaměřením na sekundární oblast chlazení: - rovnice vedení tepla popisuje teplotní pole tuhnoucího předlitku, pro jehož úspěšné řešení je nutné dosazení okrajových podmínek řešení, které jsou zjišťovány experimentálními měřeními ostříkových vlastností chladicích trysek.
2. Určení intenzity ostříku a rozložení chladicí vody na povrch předlitku: - měření intenzity ostříku a rozložení chladicí vody rozstříkované vodními tryskami na studeném fyzikálním modelu sekundární oblasti ZPO, který je možno použít také pro zhodnocení kvality vyráběných trysek, určení stupně opotřebení a dalších parametrů.
3. Stanovení součinitele přestupu tepla v sekundární oblasti chlazení v závislosti na tlaku chladicí vody a vzdálenosti trysky od povrchu předlitku: - určení fyzikálních vlastností přímo ovlivňujících velikost odvodu tepla z předlitku umožňuje teplý fyzikální model, který je schopen tyto vlastnosti zkoumat při teplotách od 600 až do 800 °C.
4. Nalezení korelačních závislostí mezi jednotlivými typy fyzikálních modelů a veličin na nich měřených: - pomocí těchto nalezených závislostí bude možno nahradit měření na teplém fyzikálním modelu, které je časově i energeticky náročnější, za jednodušší měření na studeném modelu. Ze znalosti intenzity ostříku lze tedy pomocí nalezených regresních rovnic vypočítat velikost součinitele přestupu tepla.

### 3 LITERÁRNÍ REŠERŠE

V prostudovaných literárních zdrojích jsou dostupné informace o podmínkách varu při vysoké teplotě, který může nastat při kontaktu chladicí vody s horkým povrchem předlitku. Tyto informace jsou pouze pro stacionární podmínky ostříku, jak pro oblast bublinkového, tak pro oblast blánového varu. Někteří autoři se zaměřili na vliv rychlosti a teploty chladicí vody na velikost odvodu tepla na různých testovacích zařízeních při použití kuželových nebo štěrbinových typů trysek.

Ve studii [1], kterou provedli na Purdueské univerzitě (USA), plyne jasná závislost mezi přechodem od laminární k turbulentní vrstvě, který narušuje povrchovou vrstvu chladicí kapaliny. Tento přechod je rovněž spojen se začátkem varu. Experimentální měření bylo prováděno až do hustot tepelného toku blížících se k hodnotám  $2,5 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ . Další práce univerzity [2] rozšířily možnosti testování až do  $6,3 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ . Byla zde prokázána závislost mezi velikostí součinitele přestupu tepla a vzdáleností od osy proudu chladicí kapaliny. V oblasti bublinkového varu bylo pozorováno rovnoměrné rozložení teploty chlazeného povrchu a také konstantní velikost součinitele přestupu tepla. Tyto hodnoty se zvyšují při zvýšení hustoty tepelného toku. Studie byly do značné míry limitovány maximální hodnotou hustoty tepelného toku, která je pod tzv. kritickou hodnotou, určující přechod mezi bublinkovým a blánovým varem vody.

Francouzští výzkumníci ve svém článku popisují použití inverzní metody výpočtu tepelných toků při chlazení ocelového disku proudem chladicí vody. Jako verifikace bylo použito matematické modelování jednosměrného teplotního pole v cylindrických souřadnicích. Experimenty probíhaly při teplotách 500 až 600 °C [3].

Robidou [4] se svým týmem zkoumal jednofázové stacionární chlazení až po oblast blánového varu v závislosti na vzdálenosti trysky od horkého povrchu. Výsledky prokázaly vliv vzdálenosti od osy trysky na vznik blánového varu. Ve vzdálenějších oblastech dochází k vzniku blánového varu o cca 200 °C níže než ve středu ostříku, kde se stále vyskytuje přechodová oblast varu kapaliny. Testování bylo prováděno jak za stacionárního, tak za nestacionárního stavu.

Na Šanghajské univerzitě v Číně [5] byl proveden výzkum přestupu tepla z horké desky chlazené kruhovou tryskou. Bylo zjištěno, že na výsledný odvod tepla má větší vliv teplota chladicí vody než rychlost dopadajícího proudu vody.

Hagers z institutu pro testování trysek v americkém Wheatonu používá pro testování intenzity ostříku soustavy trysek obdobného studeného fyzikálního modelu jako je studený fyzikální model postavený na katedře tepelné techniky. K vyhodnocení použitelnosti soustavy trysek pro dané chlazení stanovil tzv. koeficient variace, který charakterizuje rovnoměrnost překrývajících se ostřikových obrazců jednotlivých trysek v soustavě [6].

V literatuře [7] je uvedeno minimální množství vody, potřebné pro chlazení 1 kg oceli, které zamezuje reohřevu povrchu předlitku od tekutého jádra.

Whealan se ve své práci [8] zabývá výzkumem chladicích účinků vodních trysek, sestavených do čtvercové matice, se zaměřením na tvar vstupní a výstupní geometrie soustavy trysek ve vztahu k zvýšení chladicího výkonu a snížení energetické spotřeby.

Na univerzitě v italském Palermu se řeší problémy přestupu tepla z horkých hliníkových povrchů do chladicí vody, která je rozprašována pomocí trysek. Zařízení vyvinuté na tomto institutu používá oboustranného ostříku horkého hliníkového plátu. Hliníkový plát je ohříván pomocí elektromagnetické indukce. Ohřev materiálu není prováděn současně

s ostřikem chladicí vodou. Pro výpočet inverzní úlohy vedení tepla je měřena teplota středu hliníkového vzorku, s jejíž pomocí se provádí výpočet součinitele tepelné vodivosti [9, 10].

Na univerzitě v Římě by proveden rozsáhlý výzkum vlivu drsnosti povrchu, rychlosti vody na způsob varu vody na povrchu měřicí sondy. Měření bylo zaznamenáváno vysokorychlostní kamerou [11, 12].

Ve Spojených státech amerických se zabývá výzkumem transportu tepla při chlazení zahřátých povrchů několik autorů. Na již výše zmíněné Purdueské univerzitě je zkoumán vliv úhlu natočení trysky vůči měřicí sondě. Úhel odklonu deformuje ostřikový obrazec trysky, který má vliv na intenzitu odvodu tepla [13].

Lanchao Lin z Daytonu testuje tepelné poměry při chlazení horkého povrchu soustavou miniaturních trysek při použití dvou typů chladicího média, kterými jsou voda a metanol [14].

Na floridské univerzitě je zkoumán vliv velikosti a rychlosti dopadajících kapek na odvod tepla z měděného povrchu měřicí sondy. Měděná sonda je opatřena třemi termočlánky měřícími teplotní spád v sondě, ze kterého je počítána hustota tepelného toku a poté součinitel přestupu tepla [15].

Nozaki ve své práci uvádí vztah pro výpočet součinitele přestupu tepla v závislosti na teplotě a objemovém průtoku chladicí vody a úhlu odklonu trysky od horizontální roviny předlitku [16].

Puneet Gulati zaměřil svůj výzkum na porovnání vlivu tvaru trysky a jejího umístění pro chlazení horizontálních rovných povrchů. Zkoumá tři základní tvary ostřikových ploch trysek, kruhovou, čtvercovou a obdélníkovou. Pro získání parametrů odvodu tepla používá termovizní techniku [17].

Vorster experimentálně zkoumá vliv průtoku chladicího média, při chlazení velkých horkých povrchů, na rozložení kapiček chladicí. Pro experiment používá chlazení zahřátých křemíkových desek, které jsou ochlazovány tlakovou vodou. Pro sledování fyzikálních jevů na povrchu používá vysokorychlostní kameru, což potvrdilo význam velikosti vodní kapky na odvod tepla. Význam velikosti vodní kapky se zmenší, jakmile je dosaženo Leidenfrostovy teploty a na povrchu je vytvořen vodní film, který brání přístupu vodních kapek [18].

Pasandideh-Fard ve své práci [19] studuje vliv dopadajících kapek vody na horký nerezový povrch. Výpočty i experimenty potvrdily malý vliv rychlosti dopadající kapky vody na velikost odvodu tepla. Se zvyšující se rychlostí dopadu se vlivem deformace jednotlivých kapek vody nepatrně zvětšuje chlazená plocha. Experimenty provádí v teplotním rozsahu 50 °C až 120 °C.

J. Wendelstorf používá fyzikálního modelování a nestacionární metody výpočtu pro určení velikosti součinitele přestupu tepla při chlazení horkých povrchů s velkými odvody tepla. Zjistil, že součinitel přestupu tepla za vysokých teplot v oblasti blánového varu vody je funkcí hustoty dopadu vodních kapek. Ohřev testovacího materiálu je prováděn v peci s redukční atmosférou, po ohřevu je vzorek intenzivně chlazen vodou z kuželové trysky. Při testech měří závislost teploty vzorku na čase [20].

R. Wendelstorf studuje vliv oxidace povrchu na přestup tepla při chlazení horkých povrchů vodními tryskami [21]. Jeho výzkum potvrdil značný vliv vrstvy oxidů (nad 100 μm) na odvod tepla. Efekt vrstvy oxidů na součinitel přestupu tepla klesá se zvýšením stability přechodu mezi jednotlivými typy varu vody a také snížením její tloušťky. Pro výpočet používá nestacionární metodu [20], která je založena na fyzikálním modelování.

Shamsi [22] se zaměřil na využití trojrozměrných numerických modelů pro simulaci odvodu tepla při plynulém odlévání oceli. Používá model proudění v turbulentní oblasti a teplotní model, které aplikuje prostředí softwaru Gambit a Fluent. Pro modelování odvodu tepla v sekundární oblasti chlazení používá závislost součinitele přestupu tepla na objemovém průtoku chladicí vody.

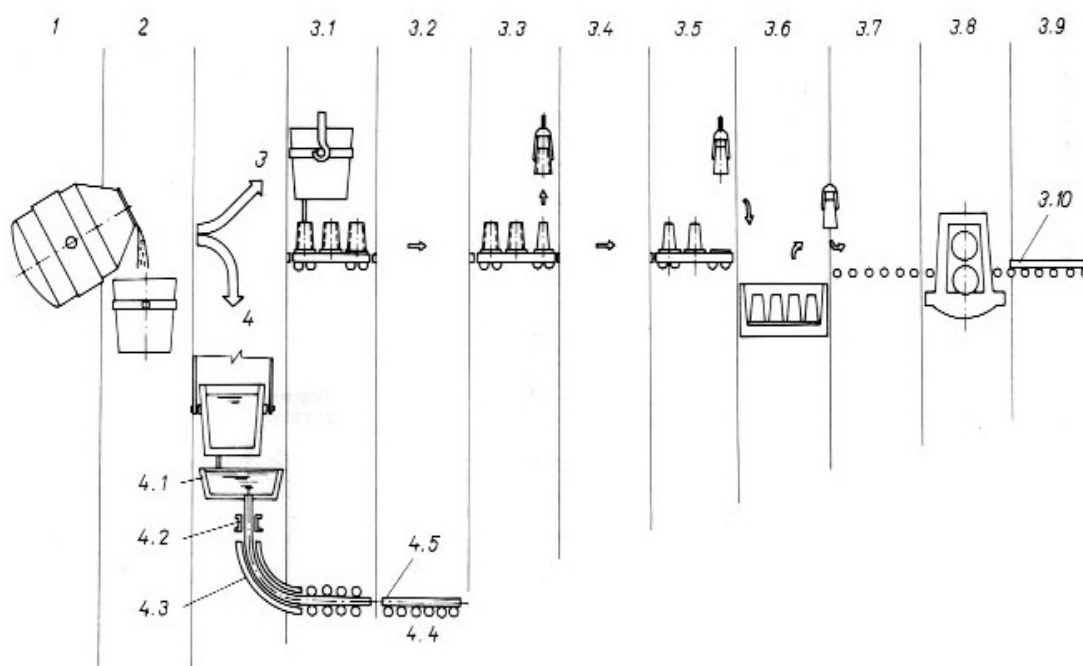
Louhenkilpi z metalurgické laboratoře Helsinské univerzity [23] používá metodu 3D stacionárního modelování teplotních polí tuhnuících předlitků. Pro výpočet součinitele přestupu tepla v sekundární oblasti chlazení využívá znalosti průtoku chladicí vody do trysky.

Vědecký tým z polytechniky v Čenstochové [24] pracuje na vývoji dvourozměrného numerického modelu, který počítá odvod tepla z nízkouhlíkových ocelí. Pro určení teplotních polí, tloušťky lící kůry a povrchových vad používá komerční software ANSYS, který je založen na metodě konečných prvků.

V laboratoři přenosu tepla a proudění na VUT v Brně [25] se zabývají výzkumem vlivu teploty chladicí vody na intenzitu odvodu tepla při chlazení. Chladicí voda byla testována v rozmezí teplot od 20 °C do 80 °C. Pro určení součinitele přestupu tepla používá experimentálního modelování s nestacionární metodou výpočtu.

## 4 PLYNULÉ ODLÉVÁNÍ OCELI

Jedním z nejpoužívanějších materiálů současnosti je ocel, která může být vyráběna buď klasickou cestou pomocí kokil, nebo lze použít zařízení pro plynulé odlévání oceli (ZPO), které je v porovnání s klasickou cestou tím úspornější, čím se blíží tvar plynule litého předlitku tvaru hotového výrobku. Další nespornou výhodou technologie plynulého lité oceli je nízké množství odpadního materiálu, který při klasické cestě vzniká ve velké míře. Tyto výhody vedou k nižší spotřebě energie, která je potřeba k odlití daného množství tekuté oceli, což se promítne do snížení výrobních nákladů o 10 až 15 % [26]. Schéma, ukazující jednotlivé technologické operace, od výroby oceli v konvertoru až po hotový předlitek, např. bramu, je uvedeno na obr. 1.



1 – konvertor, 2 – lící pánev.

**3 – klasický způsob výroby bram:**

3.1 – odlévání do kokil, 3.2 – doprava kokil do stripovací haly, 3.3 – stripování,

3.4 – doprava ingotů do válcovny, 3.5 – sázení ingotů do hlubinných pecí,

3.6 – ohřev ingotů v hlubinných pecích, 3.7 – doprava do slabingu,

3.8 – válcování na slabingu, 3.9 – brama.

**4 – plynulé odlévání bram:**

4.1 – mezipánev, 4.2 – krystalizátor, 4.3 – sekundární chlazení,

4.4 – terciární chlazení a dělení předlitku, 4.5 – brama.

Obr. 1. Porovnání výroby bram při klasickém způsobu a při odlévání na ZPO [26]

Plynulé odlévání oceli je ovšem v porovnání s plynulým odléváním většiny neželezných kovů několikanásobně složitějším výrobním pochodem. Tato složitost je způsobena několika parametry. Malou tepelnou vodivostí oceli, vyšší lící teplotou, velkým objemem výroby a v neposlední řadě vysokou lící rychlostí.

Proces plynulého odlévání oceli lze definovat jako technologický postup, při kterém se tekutá ocel působením chlazení průběžně mění v předlitek neomezené délky. Průřez předlitku by se měl co nejvíce blížit průřezu hotového výrobku [27].



Výhody plynulého odlévání lze shrnout do několika bodů:

1. Ekonomická efektivita výroby – způsobena zvýšením výtěžnosti oceli v porovnání s klasickou cestou. Vyšší úspora je dosahována tam, kde se tvar předlitku co nejvíce přibližuje tvaru hotového výrobku a tam, kde je možno odstranit větší počet mezioperací ve srovnání s ingotovou cestou.
2. Zvýšení kvality hotových předlitků a snížení množství odpadního materiálu.
3. Pracovní poměry – lidská pracovní síla je zde používána pro menší počet těžkých operací a je používána k řízení, regulaci a kontrolním pracím na řídicích pracovištích. Tento důvod také snižuje počet potřebných obslužných pracovníků v porovnání s klasickou odlévací cestou ingotů. Toto snížení přináší rovněž nižší ekonomické náklady na výrobu.

Lze však říci, že plynulé odlévání oceli má také řadu vyšších nároků, mezi které patří:

1. Vyšší technická a technologická úroveň výrobních předpisů a zařízení.
2. Spolehlivé a přesné měřicí a regulační systémy.
3. Vyšší nároky na kvalifikaci obsluhy.

Výroba oceli pomocí plynulého odlévání je založena na odvodu tepla z tekuté oceli, která prochází jednotlivými chladicími zónami. Ocel, vyrobená v tavicím agregátu, je nejprve odlita do licí pánve a poté dopravena na pracoviště pánvové metalurgie. Zde jsou do oceli řízeně přidávány legující prvky, tavba je chemicky a teplotně homogenizována a tavenina může být také předeřhávána na licí teplotu. Ocel daného chemického složení je v licí pánvi dopravena do otočného stojanu na licím stroji. Pro udržení kvality a čistoty oceli, od licí pánve až pod hladinu oceli v mezipánvi, je nutno proud taveniny chránit pomocí ochranné trubice, která rovněž zamezuje opětovné oxidaci tekuté oceli. Tekutá ocel proudí do mezipánve, která podstatně ovlivňuje kvalitu a stabilitu celého procesu plynulého lití. Velikost mezipánve činí obvykle 8 – 10 % kapacity licí pánve [27].

Spojovacím uzlem mezi mezipánví a krystalizátorem je tzv. ponorná trubice. Počet ponorných trubic je roven počtu licích proudů celého licího stroje. Ponorné trubice musí být zkonstruovány z materiálu odolávajícího změnám teplot, chemickým účinkům tekuté oceli, nesmí reagovat s licím práškem a musí mít rovněž vysokou mechanickou pevnost. Pomocí ponorné trubice je ocel odlévána z mezipánve do krystalizátoru. Na počátku odlévání je nutno nejprve naplnit mezipánev do potřebné výšky hladiny tekuté oceli. Následně dojde k otevření uzávěrů na mezipánvi a ponornými trubicemi proudí tekutá ocel do krystalizátorů. Jakmile jsou naplněny všechny krystalizátory do potřebné výšky hladiny, je zapnut oscilační mechanismus, který pohybuje krystalizátorem nahoru a dolů a tím napomáhá k odtržení utuhlé vrstvy oceli od krystalizátorové vložky a také zlepšuje mazání. Frekvence oscilace krystalizátoru je volena dle odlévaného chemického složení oceli, licí rychlosti a dalších provozních parametrů a pohybuje se řádově v jednotkách Hz [26].

Hladina tekuté oceli v krystalizátoru je udržována cca 50 mm nad koncem ponorné trubice a je pokryta vrstvou licího prášku. Licí prášek je směs, která je obvykle na bázi elektrárenských popílků, nebo odpadů z výroby grafitu obsahující agresivní sloučeniny, které působí na žáruvzdorný materiál ponorné trubice.

Základní funkce licího prášku jsou:

1. ochrana oceli proti reoxidaci,
2. tepelná izolace povrchu tekuté oceli,
3. pohlcování a rozpouštění vměstků,
4. mazání.

Krystalizátor je na počátku odlévání uzavřen startovací zátkou, která se po nalití oceli pohybuje spolu se vznikajícím předlitkem. Intenzivní chlazení stěn krystalizátoru působí na tekutou ocel a ta začíná postupně tuhnout. Vznikající licí kůra tvoří plášť tekutého jádra, které při průchodu krystalizátorem dále tuhne. Odvod tepla je zde řízen tak, aby měl předlitek vystupující z krystalizátoru dostatečně pevnou licí kůru. Tuhnoucí předlitek je z krystalizátoru vytahován pomocí tažných stolic, které udržují stálou licí rychlost. Pevnost licí kůry na výstupu z krystalizátoru musí být dostatečně velká, aby odolala působení jak tažné síly, tak ferostatickému tlaku tekuté oceli v krystalizátoru. Po opuštění je předlitek v tzv. nulté sekci podpírán patními válečky. Nultá sekce je zpravidla součástí krystalizátoru a je také obvykle vybavena několika plochými vodními, nebo vodovzdušnými tryskami s vysokou intenzitou chlazení.

Předlitek dále vstupuje do zóny sekundárního chlazení, kde je intenzivně ostříkován chladicí vodou. Předlitek se pohybuje po vodicích a opěrných válečkách. Intenzita a rovnoměrnost chlazení v sekundární oblasti má podstatný vliv na povrchovou a podpovrchovou kvalitu předlitku, zejména vznik povrchových a vnitřních vad a trhlin. Tato oblast zajišťuje dostatečný odvod tepla z horkého povrchu předlitku. Intenzita chlazení musí odpovídat daným provozním podmínkám, tak aby nedocházelo k přechlazení povrchu předlitku.

Po opuštění sekundární oblasti je předlitek ochlazován na vzduchu a tato chladicí oblast se nazývá terciární oblast chlazení. Předlitek zde má stále tekuté jádro, které je ovšem nutno dále ochladit pod teplotu solidifikace, tak aby nedošlo při dělení předlitku k výtoku tekutého jádra.

Tažné stolice u radiálních ZPO jsou zpravidla také stolicemi rovnacími. Po vyrovnání je předlitek dělen pálicím strojem a poté je označen značkovacím zařízením.

Hotové předlitky chladnou na dochlazovacích roštech za pravidelného otáčení kolem podélné osy kvůli rovnoměrnému ochlazování [26].

Dobu tuhnutí předlitku lze pro danou tloušťku, tvar, jakost materiálu a způsob chlazení určit simulací. Pro výpočet se nejčastěji používá matematických modelů teplotního pole předlitku, kterými se zabývá celá řada vědeckých prací [22, 23, 24, A1, A2, A3, A4, A5, A8, A10, A11].

## 4.1 Rozdělení jednotlivých typů licích strojů

Licí stroje možno rozdělit do několika skupin, jak dle odlévaného tvaru předlitku, tak dle tvaru konstrukce licího stroje jako celku.

### 4.1.1 Rozdělení dle odlévaných formátů

**Bramová ZPO** – slouží pro odlévání „bram“, které jsou charakteristické několikanásobně větší šířkou v poměru k tloušťce. Hotové bramy mívají větší tloušťku než 100 mm a jejich poměr šířky k tloušťce je větší než 3 : 1. Díky svým rozměrům a charakteru odvodu tepla jsou bramové předlitky odlévány pomaleji, aby nedocházelo k vzniku trhlin. Bramy slouží jako výchozí produkt pro válcování plechů a pásů [26, 27].

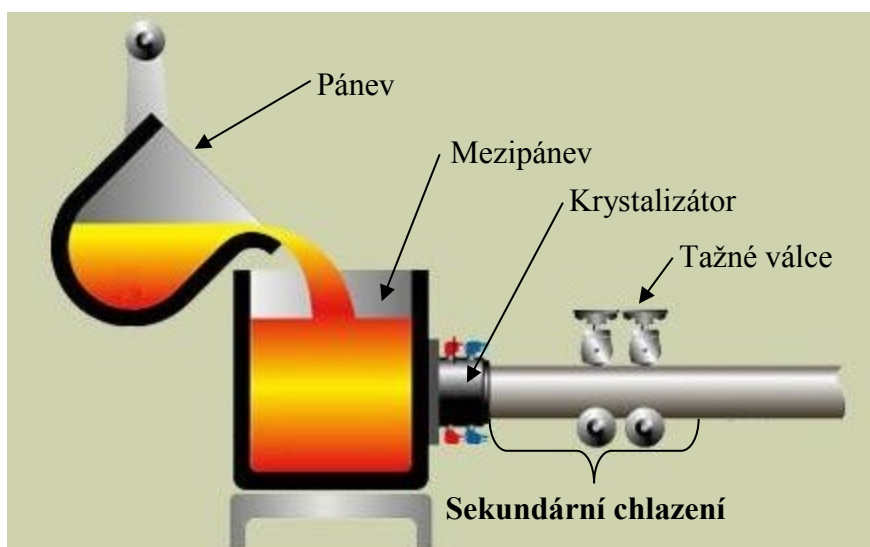
**Bloková ZPO** – slouží převážně pro odlévání čtvercových formátů předlitků. Využívají se také pro odlévání kruhových formátů do maximálního průměru 550 mm a pro obdélníkové průřezy, u kterých činí poměr šířky předlitku k jeho tloušťce nejvýše 1,5.

**Sochorová ZPO** – jsou charakterizována převážně čtvercovými průřezy nejčastěji v rozmezích 100 až 180 mm, výjimečně až 200 mm. Z hlediska menších rozměrů, v porovnání s blokovým ZPO, lze pro následné zpracování sochorů použít pouze jeden ohřev a finální válcování. Naopak pro výrobky z blokového ZPO je nutno navíc použít mezi ohřev a tvářecí mezioperace. Sochorové a blokové předlitky se většinou používají pro dlouhé výrobky např. dráty, profily I; U; L, trubky a další [28].

#### 4.1.2 Rozdělení dle konstrukce

**Horizontální ZPO** – tato konstrukce je nejčastěji používána v malých ocelárnách pro výrobu vysoce jakostních typů ocelí. Všechny části lícího stroje jsou umístěny ve směru horizontální roviny, což přináší některé výhody oproti předcházejícím typům konstrukce. Na předlitek působí nižší ferostatický tlak, malá stavební výška stroje, nižší investiční náklady a dobrý přístup ke všem částem zařízení.

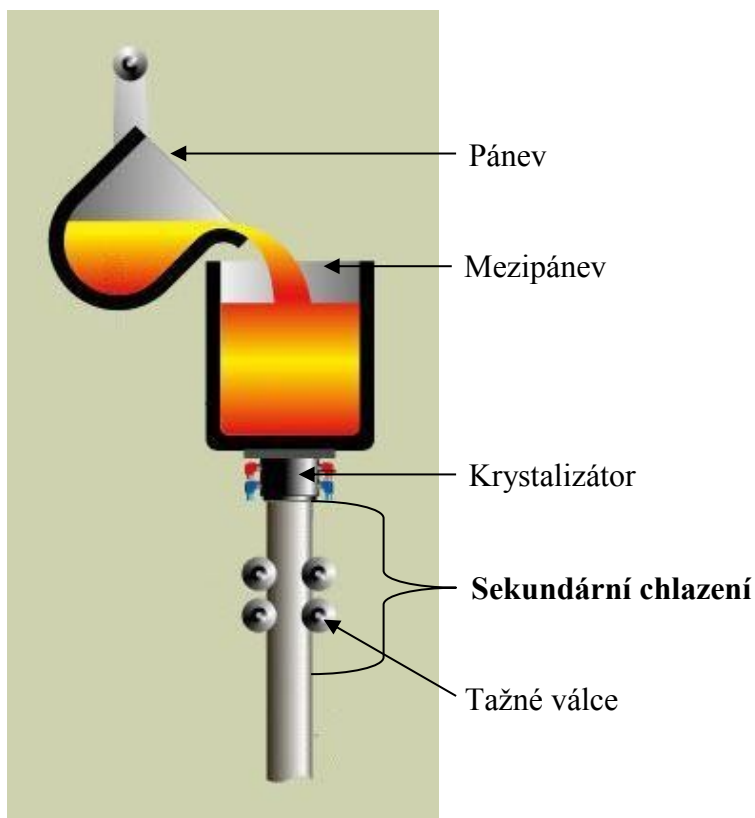
Mezi některé nevýhody horizontální konstrukce patří nízká životnost krystalizátorů, vysoké provozní náklady na použití speciální žáruvzdorné keramiky a nemožnost odlévání formátů větších průřezů. Horizontální typ zařízení je používán zejména pro odlévání mědi a jejich slitin [26, 27]. Základní schéma horizontálního zařízení pro plynulé odlévání je uvedeno na obr. 2.



Obr. 2. Schéma horizontální konstrukce plynulého odlévání [29]

**Vertikální ZPO** – hlavní části tohoto typu ZPO jsou umístěny svisle pod sebou. Kov tuhne na vertikální dráze, níž předlitek prochází od krystalizátoru do sekundární oblasti chlazení až k dělicímu zařízení, které předlitek dělí na požadované délky.

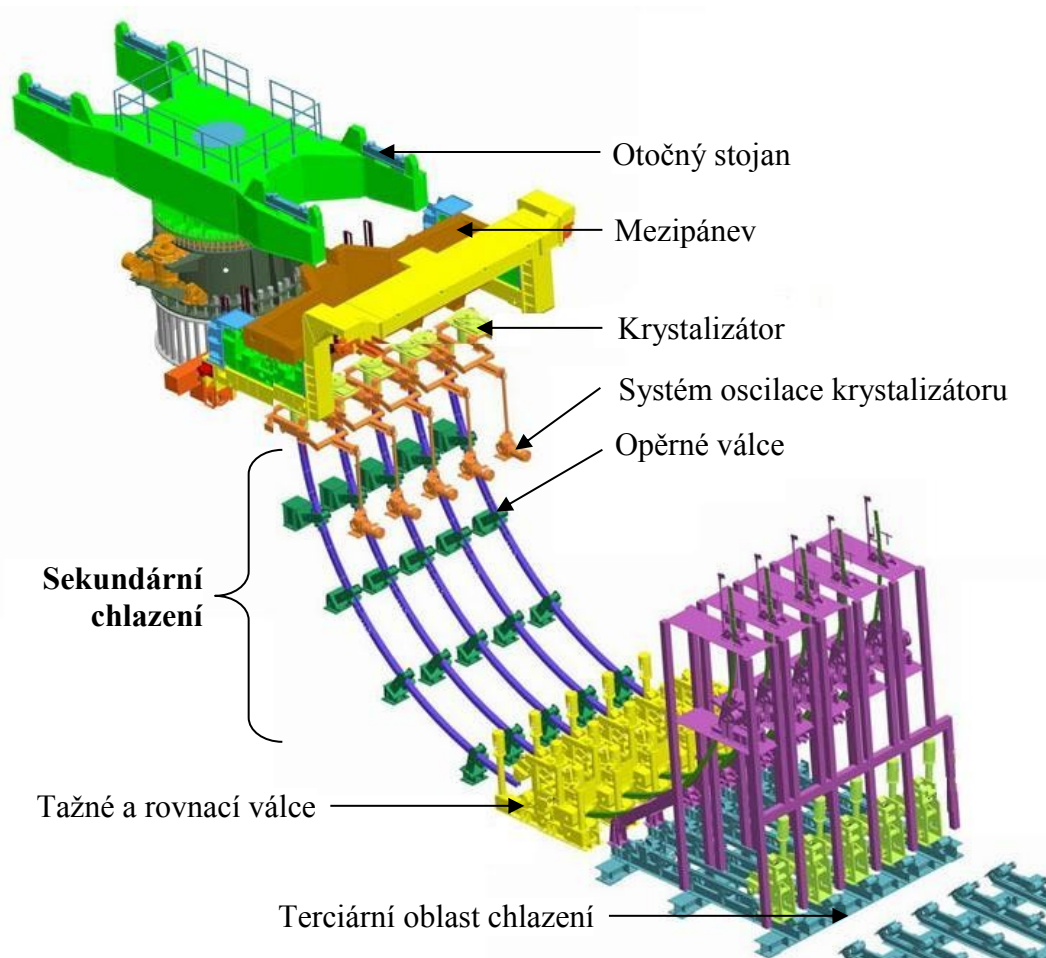
Hlavní nevýhodou tohoto typu ZPO je nutnost stavby v prostorách o velké výšce a díky tomu špatná dostupnost pro provádění oprav. Obvykle se tato konstrukce používá pro odlévání hliníku a jeho slitin. Základní schéma vertikálního zařízení je uvedeno na obr. 3.



Obr. 3. Schéma vertikální konstrukce plynulého odlévání [29]

**Radiální ZPO** – Umístění hlavních částí lícího stroje je v tomto případě podél tzv. lícího oblouku, po kterém se pohybuje předlitek [26]. Tuhnutí předlitku začíná ve vertikálně uloženém zahnutém krystalizátoru. Sekundární oblast chlazení tvoří zakřivené chladicí stolice s opěrnými válci, za kterými je předlitek na rovnacích stolicích ohýbán až do horizontální polohy, kde je poté dělen na dělicím zařízení. Tato konstrukce je nejvýhodnější pro odlévání všech typů ocelí různých formátů.

Mezi výhody této konstrukce ZPO patří: vyšší výrobní kapacita, menší nároky na stavební výšku stroje, snadnější obsluha a údržba. Tato konstrukce je běžně používána pro odlévání oceli. Základní schéma radiálního zařízení pro plynulé odlévání oceli s jeho hlavními částmi je uvedeno na obr. 4.



Obr. 4. Schéma radiální konstrukce plynulého odlévání [30]

## 4.2 Primární oblast chlazení předlitku

Přeměna tekuté oceli v tuhý ocelový předlitek se uskutečňuje chlazením v jednotlivých chladicích zónách lícího stroje. První oblastí, kterou, jak již bylo výše zmíněno, tvoří krystalizátor, je primární oblast chlazení. Při chlazení tekuté oceli se v krystalizátoru realizuje odvod tepla převážně kondukcí mezi utuhlou lící kůrou resp. vrstvou lícího prášku a stěnou krystalizátoru. Konvekce se vyskytuje v místech styku tekutého jádra a utuhlé lící kůry předlitku a také mezi stěnou krystalizátoru a chladicí vodou. Jakmile dojde, vlivem smrštění tuhnucího předlitku, k vytvoření plynové mezery, sníží se množství odvedeného tepla a v těchto místech vstupuje do mechanismů odvodu tepla sálání a také částečně vedení.

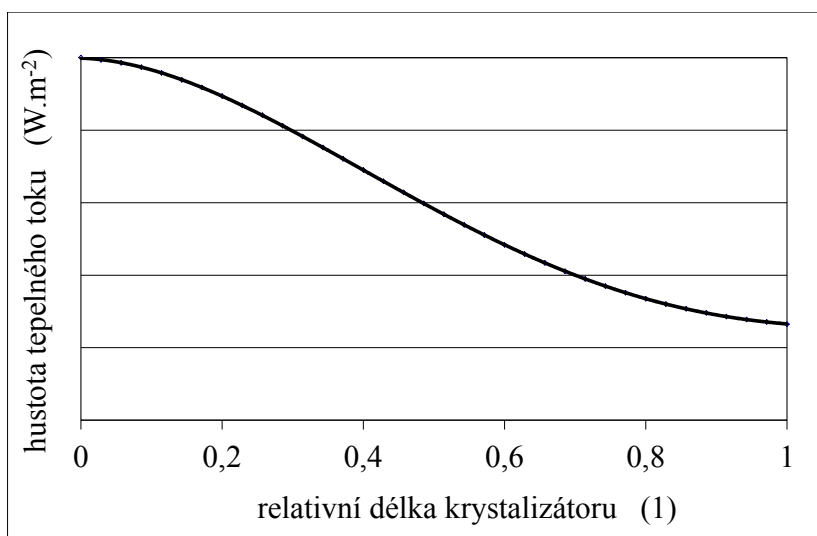
Z hlediska způsobu a intenzity sdílení tepla mezi tuhnuícím kovem a krystalizátorem lze krystalizátor po délce rozdělit na tři zóny:

**zóna L1** – je umístěna v horní části krystalizátoru. Přestup tepla je realizován z tekuté oceli přes stěnu krystalizátoru do chladicí vody. Postupně zde roste tloušťka lící kůry, klesá její povrchová teplota a dochází k jejímu smršťování.

**zóna L2** – tzv. přechodová zóna ve střední části krystalizátoru. Odvod tepla z povrchu tuhnucího předlitku přes přechodně se vytvářející plynovou mezeru na stěnu krystalizátoru do chladicí vody. Lící kůra se vlivem ferostatického tlaku prohýbá zpět k desce krystalizátoru a do vzniklých trhlin ve vrstvě dendritických krystalů vniká tekutá ocel.

**zóna L3** – je umístěna ve spodní části krystalizátoru. Přestup tepla z povrchu předlitku přes stálou plynovou mezeru do stěny krystalizátoru a chladicí vody.

Průběh hustoty tepelného toku  $q$  po výšce krystalizátoru je znázorněn na obr. 5. Maximální hodnoty jsou dosahovány v horní části a směrem dolů, v souvislosti s utvářením stabilní mezery, tyto tepelné toky klesají. Výška krystalizátoru je měřena od horní hrany, hladina taveniny se uvažuje 10 % pod touto horní hranou. Hodnoty hustoty tepelného toku jsou závislé na konstrukci krystalizátoru, jakosti odlévané oceli, průřezu předlitku, typu výlevky a na technologických parametrech odlévání, např. lící rychlosti nebo typu lícího prášku. Hustoty tepelného toku přes stěnu krystalizátoru dosahují velikosti řádově  $10^5$  až  $10^6 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  [31]. Výzkumem odvodu tepla v primární oblasti chlazení se zabývá celá řada výzkumných prací [např. A17, A18, A19].



Obr. 5. Závislost hustoty tepelného toku na poměrné výšce krystalizátoru

Pro každý tvar krystalizátoru lze výpočtem určit výsledná hodnota hustoty tepelného toku. Například pro kruhový krystalizátor je možno vypočítat lineární hustotu tepelného toku v horní části ze vztahu [31]:

$$q_1 = \frac{\pi \cdot (t_p - t_v)}{\frac{1}{2 \cdot \alpha_p \cdot r_1} + \frac{1}{2 \cdot \lambda_k \ln \frac{r_2}{r_1}} + \frac{1}{2 \cdot \alpha_v \cdot r_2}} \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-1}) \quad (1)$$

kde  $\lambda_k$  je součinitel tepelné vodivosti krystalizátoru ( $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ),  
 $r_1$  - vnitřní poloměr krystalizátoru (m),  
 $r_2$  - vnější poloměr krystalizátoru (m),  
 $t_p$  - teplota povrchu předlitku ( $^{\circ}\text{C}$ ),  
 $t_v$  - teplota chladicí vody v krystalizátoru ( $^{\circ}\text{C}$ ),  
 $\alpha_p$  - součinitel přestupu tepla z oceli na vnitřní povrch krystalizátoru ( $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ ),  
 $\alpha_v$  - součinitel přestupu tepla z vnějšího povrchu krystalizátoru do proudu chladicí vody v krystalizátoru ( $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ ).

Pro zvýšení odvodu tepla v primární oblasti chlazení je zapotřebí snížit hodnotu tepelného odporu. Z experimentálních měření vyplývá, že tepelný odpor  $1/\alpha_p$  má rozhodující vliv na odvod tepla z krystalizátoru, neboť tvoří až 85 % celkového tepelného odporu. Ovšem tento odpor je dán technologickými parametry lití oceli a nedá se příliš ovlivnit. Zbývá tedy snížit dílčí tepelné odpory stěny krystalizátoru a odpor směrem z vnějšího povrchu krystalizátoru do chladicí vody  $1/\alpha_v$  [31].

K zajištění dobrého přestupu tepla je zapotřebí vysoké hodnoty součinitele přestupu tepla  $\alpha_v$  z vnější stěny krystalizátoru do vody. Toho lze dosáhnout dostatečně intenzivním turbulentním prouděním vody.

Krystalizátory lze rozdělit do několika skupin:

- 1) Podle průřezu (obr. 6):
  - čtvercové,
  - obdélníkové,
  - kruhové,
  - profilované.
- 2) Podle tloušťky stěny:
  - tenkostěnné (do 20 mm),
  - tlustostěnné (nad 20 mm).
- 3) Podle typu konstrukce:
  - blokové (odlévaný a kovaný měděný monoblok),
  - trubkové (měděná bezešvá trubka v ocelovém rámu),
  - deskové (chlazené šroubované měděné desky).



Obr. 6. Tvary krystalizátorů dle průřezu [32]



Krystalizátor je nejdůležitější součástí lícího stroje, odebírá 10 – 30 % celkového tepla předlitku. Určuje požadovaný tvar předlitku, jeho rozměry a má významný vliv na tvorbu požadované vnitřní struktury oceli. Ovlivňuje odvod tepla z tekuté oceli, stabilitu lití, rychlost lití, povrchovou kvalitu předlitku, vznik podélných a příčných trhlin. Pro výrobu krystalizátoru se nejčastěji používá měď, která je legována dalšími prvky, aby bylo dosaženo větší tvrdosti a životnosti. Jako legující prvky se nejčastěji používají Ag, Cr, Zr, Co, Be a P.

Geometrický tvar krystalizátoru je dán zejména délkou, příčným průřezem, konicitou a tvarem rohů. Rozměr hotového předlitku určuje jeho horní část a rozměr spodní části krystalizátoru musí být zvolen s ohledem na smrštění tekuté oceli během tuhnutí. Tvar krystalizátoru je přizpůsoben fyzikálně – chemickým změnám, které probíhají při tuhnutí v tekuté oceli. Geometrie krystalizátoru je volena s mírnou konicitou, která respektuje smrštění oceli vlivem tuhnutí v dolní části krystalizátoru a tím částečně eliminuje vznik vzduchové mezery snižující odvod tepla v této části krystalizátoru. V současnosti jsou běžně používány krystalizátory s konicitou 0,4 až 1,3 % a délkách od 0,6 m [27].

Životnost krystalizátoru se může udávat počtem odlitých taveb a je závislá na průřezu předlitku a objemu lící pánve. U předlitku Ø 410 mm se životnost pohybuje v rozsahu 300 až 500 taveb, což představuje asi 7 až 12 tisíc tun odlité oceli.

Na životnost krystalizátoru mají vliv následující parametry:

1. vlastnosti a jakost materiálu krystalizátoru,
2. tvar a velikost předlitku,
3. způsob chlazení,
4. rychlost lití.

Obecně platí, že u krystalizátorů malých průřezů dochází na základě vyšších lících rychlostí k rychlejšímu opotřebení. Kratší životnost vykazují i zakřivené krystalizátory, což je způsobeno především excentrickým dopadem litého proudu do krystalizátoru a vyšším mechanickým otěrem ve spodní části krystalizátoru [27].

### **4.3 Sekundární oblast chlazení**

Sekundární oblast chlazení předlitku ZPO je umístěna mezi krystalizátorem a terciární oblastí chlazení. Teplo je z předlitku odebíráno ostřikem chladicí vodou, za současné přeměny jejího skupenství z kapalného na plynné. V místech, ve kterých nejsou umístěny chladicí trysky, je teplo odebíráno přirozenou konvekcí a sáláním předlitku do okolí. Jelikož se předlitek v této oblasti pohybuje po opěrných válcích je nutno počítat i se sdílením tepla vedením do těchto válců. Z fyzikální podstaty jednotlivých typů sdílení tepla vyplývá, že hlavní část tepla předlitku je odebírána pomocí změny skupenství vody. Disertační práce je zaměřena na výzkum odvodu tepla v sekundární oblasti chlazení. Této oblasti je v následujícím textu věnováno několik samostatných kapitol.



#### 4.4 Terciární oblast chlazení

Poslední chladicí zónou, kterou tuhnoucí předlitek prochází, je terciární oblast chlazení, kde dochází k chlazení předlitku okolním vzduchem. U radiálního licího stroje je tato sekce doplněna o rovnací stolicí, která slouží k mechanickému narovnání rádiusu plynule litého předlitku. Součástí této oblasti je také dělicí zařízení, které rozděluje předlitek na požadovanou délku. Během dělení se toto zařízení plynule pohybuje spolu s utuhlým předlitkem. Místo, ve kterém dochází k dělení, musí být zvoleno s ohledem na celkový odvod tepla tam, kde je již utuhlý celý průřez předlitku. Po rozdělení jsou předlitky posunovány po dopravnících k dalšímu zpracování (válcování, kování, atd.). Teplo z předlitku je zde odebíráno především sáláním, dále pak přirozenou konvekcí a vedením do vodících, rovnacích a tažných válců a také do chladicího lože složeného z dopravníků.

Hustota tepelného toku  $q$  z povrchu předlitku do okolí se vypočte ze vztahu:

$$q = \alpha_c \cdot (t_p - t_{ok}) \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2}) \quad (2)$$

kde  $t_{ok}$  je teplota okolí ( $^{\circ}\text{C}$ ),  
 $\alpha_c$  - celkový součinitel přestupu tepla ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ).

Celkový součinitel přestupu tepla v terciární oblasti je definován jako součet součinitele přestupu tepla sáláním  $\alpha_s$  a součinitele přestupu tepla konvekcí  $\alpha_k$ . Böhm ve své publikaci [26] uvádí, že velikost odvodu tepla sáláním je 88 % a konvekce ovlivňuje odvod tepla pouze 12 %.

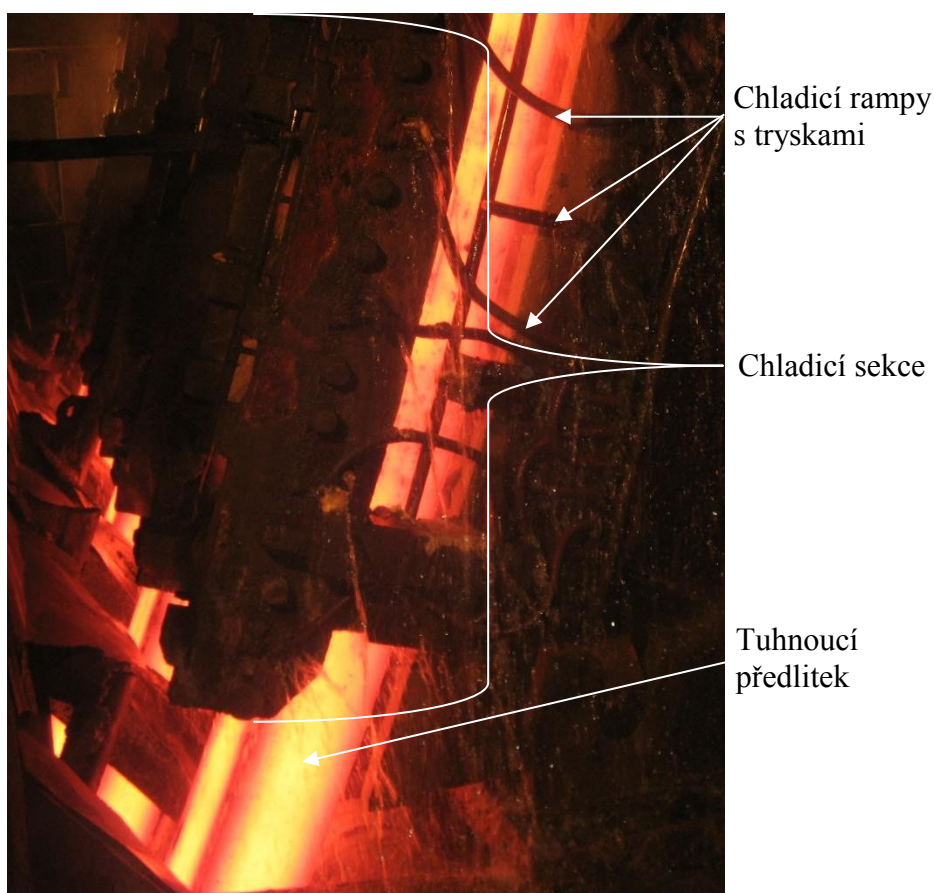
Terciární zóna také ovlivňuje kvalitu předlitku, zejména u legovaných ocelí. Vlivem mechanických a teplotních pnutí při chlazení na vzduchu se mohou tvořit vnitřní trhliny. Musí zde být dodržena mez pevnosti tuhnoucího materiálu při tažení předlitku, tak aby nedošlo k překročení tahových a tlakových napětí na fázovém rozhraní mezi tekutou a tuhou fází oceli.

## 5 SEKUNDÁRNÍ OBLAST CHLAZENÍ PŘEDLITKŮ ZPO

Sekundární oblast chlazení je rozdělena na jednotlivé zóny, ve kterých jsou používány různé typy trysek. Obecně lze konstatovat, že směrem dolů se snižuje množství chladicí vody a její tlak. Pro některé konfigurace sekundární oblasti chlazení ocelových bloků bývají v první řadě, přímo pod krystalizátorem, umístěny dvojice trysek. Zbytek sekundární oblasti je pro každý typ předlitku pokryt jiným počtem trysek. Při odlévání větších průřezů je použito většího počtu trysek, které mohou být vůči předlitku pootočený. Trysky jsou montovány na tzv. chladicích rampách, které jsou sručovány do chladicích sekcí. Počet a konfigurace trysek v chladicích sekcích udává zařazení dané sekce do jednotlivých chladicích zón.

Způsob chlazení v sekundární oblasti ovlivňuje kvalitu předlitku, zejména z hlediska vzniku povrchových a vnitřních vad a trhlin. Pro dodržení požadovaných kvalitativních vlastností předlitku je nutná znalost teplotních procesů probíhajících při jeho tuhnutí a chladnutí. Zajištění rovnoměrného chlazení předlitku částečně zamezuje vzniku těchto typů vad [33].

Hledáním optimálního nastavení průtoku chladicí vody, velikostí použitých trysek a snižováním spotřeby chladicí vody, je zvyšována kvalita odlévané produkce oceli a jsou také snižovány ekonomické náklady celého provozu ZPO. Fotografie konstrukce sekundární oblasti chlazení je uvedena na obr. 7.



Obr. 7. Členění sekundární oblasti ZPO Zdroj: Jiří Molínek

## 5.1 Chladicí systémy sekundární oblasti chlazení

Teplo odvedené sáláním a přirozenou konvekcí nelze v podstatě regulovat, což platí prakticky i pro část tepla odvedenou opěrnými válci. Jelikož je na systém chlazení kladen požadavek na regulovatelnost, je nutno tedy zaměřit pozornost na teplo, které odvádí z předlitku chladicí voda.

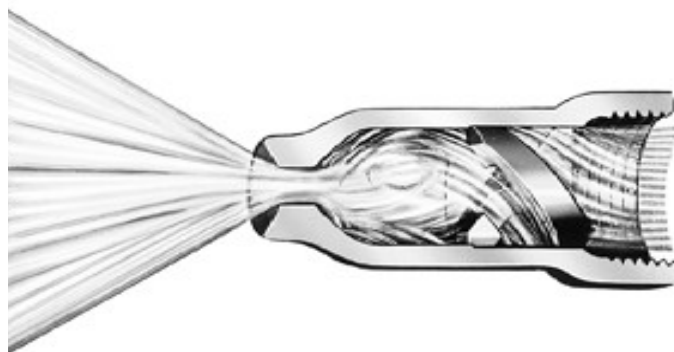
Účinné sekundární chlazení musí splňovat následující požadavky [26, 27]:

1. řízení délky tekutého jádra,
2. rovnoměrné chlazení povrchu předlitku po šířce a výšce sekundární oblasti chlazení,
3. růst tuhnoucí kůry oceli a její zpevňování,
4. dosáhnout zvýšené intenzity chlazení vysokým podílem odpařené chladicí vody,
5. zkrátit dobu prodlevy neodpařené vody na povrchu s předlitku,
6. široký rozsah regulovatelnosti intenzity ostříku podle vyráběných druhů ocelí,
7. stabilitu charakteristik ostříku,
8. minimalizovat údržbu chladicího systému,
9. přispívat k chlazení lícího stroje.

Chlazení horkých povrchů během plynulého odlévání lze nejúčinněji zajistit pomocí rozstřikovacích trysek. Chladicí systémy se dělí dle způsobu rozstřiku chladicího média na jednosložkové a dvousložkové. V praxi se může použít kombinace obou způsobů na jednom lícím stroji. Například z ekonomických důvodů, kdy při rekonstrukci vznikne požadavek neprovádět žádné změny na stávajících čerpadlech a kompresorech. Z důvodu šetření tlaku médií jsou původní dvousložkové trysky v prostoru pod krystalizátorem nahrazeny jednosložkovými a takto ušetřený objem tlaku lze využít ke zvyšování tlakového poměru vzduch/voda v následujících pásmech. Znalost ostříkových charakteristik jednotlivých trysek, používaných pro ostříkové chlazení, je velmi důležitá pro optimální návrh sekundární oblasti chlazení ZPO [34].

## 5.2 Jednosložkové systémy

Pro chlazení povrchu předlitku se u tohoto systému používá chladicí voda, která je ve formě malých kapek rozstřikována mechanicky nebo tlakově. Vodní trysky (obr. 8) jsou sdužovány v sekundární zóně chlazení do jednotlivých chladicích zón, kde chladicí účinek v příčném směru charakterizuje tvar ostříkového obrazce.



Obr. 8. Schéma jednosložkové kuželové trysky [35]

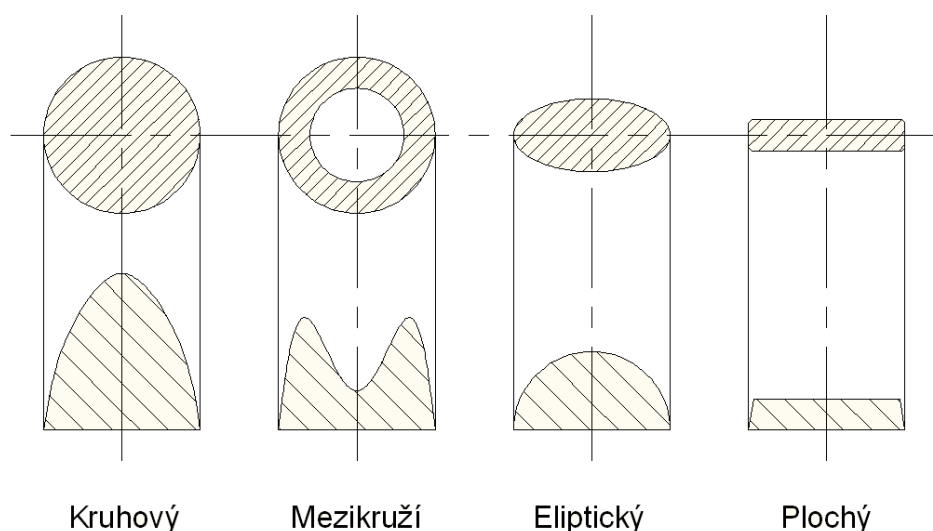
Rozstříkované kapičky vody dopadají na předlitku, kde dojde k jejich částečnému odpaření. Množství odpařené vody je závislé na několika provozních parametrech, kterými jsou:

1. teplota povrchu předlitku,
2. tvar a charakter chlazeného povrchu,
3. teplota chladicí vody,
4. velikost jednotlivých vodních kapek,
5. kinetická energie vodních kapek.

Rovnoměrnost chlazení předlitku závisí na tvaru ostříkové plochy použitých trysek. Tato plocha může být eliptická, kruhová, plochá, nebo ve tvaru mezikruží (obr. 9).

Dle teoretických předpokladů by ostříková plocha měla být souměrná, ale v provozních podmínkách existuje spousta vlivů, které její tvar deformují. Může se jednat o výrobní vady a nepřesnosti, nebo zanášení nečistotami, vodním kamenem během náročného provozu, případně může dojít ke zvětšení výstupního otvoru trysky vlivem opotřebení. Tyto skutečnosti mohou do značné míry deformovat celý tvar ostříkového obrazce a tím způsobovat výraznou nerovnoměrnost chlazení předlitku. Jako prevenci proti uvedeným ukazatelům lze použít upravenou chladicí vodu zbavenou mechanických nečistot, použité trysky častěji čistit pomocí chemických roztoků a také provádět častější výměnu trysek s opotřebovaným výstupním otvorem [26].

Znalost tvaru ostříkového obrazce trysky je jedním ze základních předpokladů korektního výběru daného typu trysky pro chladicí systém ZPO, její zařazení do jednotlivých zón a také pro vzájemné rozmístění trysek uvnitř chladicích sekcí.



Obr. 9. Základní tvary ploch a charakteristiky chlazení jednosložkových trysek [27]

Dalším ukazatelem, podle kterého je možno provést dělení trysek, je úhel rozstříku. Úhel rozstříku a orientace trysky vůči předlitku je základním kritériem pro určování vzdálenosti trysky od povrchu předlitku. Úhel rozstříku trysky je dán její konstrukcí a je platný pro určitou oblast regulovatelnosti tlaku vody. V provozních podmínkách se nejčastěji úhel rozstříku pohybuje mezi  $45^\circ$  až  $90^\circ$ , vyrábějí se však také speciální typy trysek s rozdílným úhlem rozstříku.

Trysky se dále mohou dělit podle směru přívodu vody. Jednak to jsou trysky axiální, které mají přívod rovnoběžný s osou trysky a tangenciální, do nichž voda vtéká pod úhlem 90°.

Nejpoužívanějším materiálem pro výrobu trysek jsou slitiny mědi, které jsou v porovnání s nerezovými tryskami levnější, naproti tomu však dochází k jejich korozi a tím k zanášení a deformaci ostříkového obrazce a tím také ke zhoršení chladicí účinnosti. Vhodněji se jeví použití nerezových ocelí, jejíž výroba je sice náročnější a dražší, ale vylučuje se jejich koroze, nebo opotřebení trysek. Jmenované materiály lze kombinovat tak, že je těleso trysky vyrobeno z levnější mosazi a ústí trysky, které je nejvíce namáhanou součástí, je vyrobeno z nerezové oceli.

Chladicí účinky vodního chlazení jsou u jednotlivých ZPO značně odlišné. Je to dáno v první řadě odlišností požadavků na intenzitu chlazení pro různé značky ocelí, různé velikosti formátů předlitků, různé rychlosti odlévání i různé typy konstrukce vlastního lícího stroje [34].

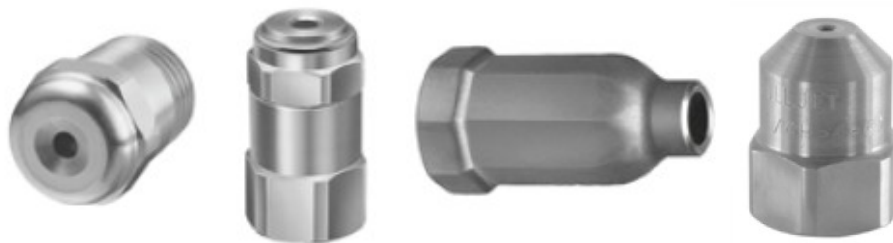
### 5.2.1 Kuželové vodní trysky

Nejběžněji používaným typem vodních chladicích trysek jsou kuželové s plným, nebo dutým kruhovým ostříkovým obrazcem. Tyto typy trysek bývají zpravidla umístěny po celé délce sekundární oblasti mimo oblasti přímo pod krystalizatorem, kde jsou umístěny trysky ploché (štěrbínové).

Výrobou těchto typů trysek se zabývá řada světových i tuzemských výrobců.

#### **Spraying Systems Co. USA**

Americká firma Spraying Systems je jedním z největších výrobců průmyslových trysek na světě. Pro chlazení předlitku v sekundární oblasti lze využít několik typů trysek tohoto výrobce. Jednou z nejlepších se jeví tryska FullJet (obr. 10), která je díky své konstrukci použitelná pro širokou řadu průtoků a tlaků chladicí vody. Je vyráběna v několika různých velikostech, pro různé tlaky, z různých materiálů [35].



Obr. 10. FullJet Nozzles [35]

Tato široká škála použitelnosti dovoluje jejich využití ve všech zónách sekundární oblasti chlazení. Jsou vhodné pro průtoky od 1,9 do 8,4 l.min<sup>-1</sup> při tlaku 0,7 bar. Rozstříkový úhel se pohybuje v rozmezí 45° - 90°.

### Jato-Düsenbau AG

V Evropě se výrobou trysek pro sekundární oblast chlazení zabývá švýcarská firma Jato. Speciálně zkonstruovaný typ pro plynulé odlévání oceli se jmenuje Full cone Nozzle (obr. 11) a je dodáván v rozmezí od průtoku  $2 \text{ l.min}^{-1}$  až do  $16,5 \text{ l.min}^{-1}$  platném pro tlak 2,8 bar [36].



Obr. 11. Full cone Nozzle [36]

### Lechler GmbH

Dalším velkým výrobcem trysek je německá firma Lechler, která dodává celou řadu axiálních, nebo tangenciálních trysek (obr. 12). Tyto trysky se vyznačují vysokou rovnoměrností distribuce vody po celém ostřikovém obrazci, širokým intervalem regulovatelnosti tlaku chladicího média (0,5 - 10 bar) a velkým množstvím rozstříkových úhlů ( $45^\circ$  -  $120^\circ$ ) daných typů trysek [37].



Obr. 12. Axiální a tangenciální kuželová tryska Lechler [37]

### Ing. Pavel Janeta – KOVO

Českým výrobcem trysek je dětmarovická firma KOVO, která se jejich výrobou zabývá již řadu let. Současný výrobní program představuje především sériovou výrobu řezacích a chladicích trysek pro tuzemské i zahraniční hutní podniky. Standardní jednosložková kuželová tryska je uvedena na obr. 13. Značení kuželových trysek je složeno ze dvou dvoučíslí např. 3065. První dvojčíslí charakterizuje průtočný objem vody, konkrétně 30 znamená průtok  $3 \text{ l.min}^{-1}$  při standardním tlaku 2,8 bar. Druhé dvojčíslí udává ostřikový úhel vodního kužele, v daném případě  $65^\circ$  [38].



Obr. 13. Kuželová tryska Ing. Pavel Janeta – KOVO [38]

### 5.2.2 Štěrbínové vodní trysky

Tento typ trysek disponuje ostříkovým obrazcem ve tvaru plochého obdélníku. Vzhledem k tvaru ostříkového obrazce bývají obvykle umístěny přímo pod krystalizátorem v tzv. nulté chladicí sekci. Jsou vyráběny stejnými firmami, jako trysky kuželové.

#### Spraying Systems

Tato tryska s obdélníkovým rozstříkem ve tvaru plného kužele byla vyvinuta firmou Spraying Systems pro zvláštní požadavky při chlazení tenkých bram. Díky obdélníkové ostříkové ploše je docíleno velmi stejnoměrného chlazení [35]. Tryska má následující přednosti:

- obdélníkové pokrytí plochy,
- velký rozstříkový úhel (max. 105°),
- větší ochlazovací plocha,
- vyšší koeficient přestupu tepla,
- menší specifická spotřeba chladicí vody,
- velké volné průřezy,
- menší nebezpečí ucpávání trysek,
- delší životnost trysek díky malé rychlosti na výstupu z trysky,
- nasměrování paprsku proudu vody pomocí fixace.

#### Lechler GmbH

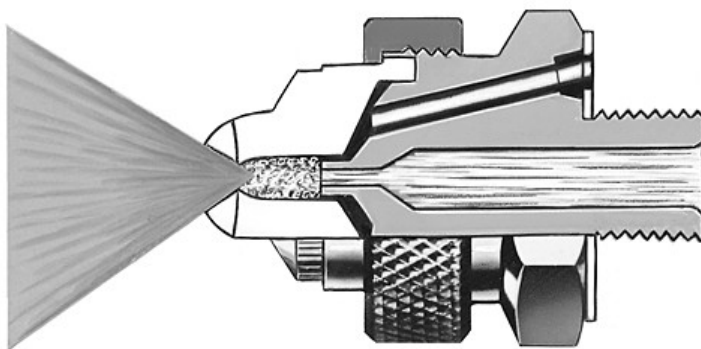
Přednosti trysky jsou:

- instalace pomocí převlečné matice,
- bezproblémová výměna trysek,
- jednoduché nasměrování paprsku,
- rovnoměrné rozložení kapaliny ve tvaru obdélníku [37].

### 5.3 Dvousložkové systémy

Trysky používané pro tzv. dvousložkové chlazení (obr. 14) se značně liší od předchozích jednosložkových trysek v tom, že v tělese trysky dochází ke směšování kapalného a plynného chladicího média, nejčastěji vody se vzduchem. Tento typ chlazení má několik výhod oproti jednosložkovému chlazení. Dochází zde k jemnějšímu rozprášení vody a vzniklé mikroskopické kapičky zajišťují lepší odvod tepla z předlitku. Hlavní nevýhodou dvousložkového chlazení je jeho vysoká energetická a provozní náročnost [26].

Pokud jsou lící stroje pro plynulé odlévání oceli vybaveny dvousložkovým chlazením, tak používají vodovzdušný systém, u kterého nastává směšování vzduchu a vody. Směs se vytváří uvnitř trysky a vychází přes upravené otvory trysek. Vodní paprsek ve formě mikroskopických kapiček je veden kolmo na povrch chlazeného předlitku. Dochází prakticky k odpaření veškeré kapaliny a po povrchu tak nestéká nekontrolovaně neodpařená voda. Systém vodovzdušného chlazení odstraňuje nedostatky dosud používaných jednosložkových trysek.



Obr. 14. Schéma dvousložkové kuželové trysky [35]

Výhody dvousložkového systému chlazení lze shrnout do následujících bodů:

1. Stejnomořné chlazení povrchu předlitku přes celou jeho šířku. Dochází k chlazení celého povrchu mezi dotykovými liniemi vodicích válců. Směs vody a vzduchu je tvořena rovnoměrně rozptýlenými mikroskopickými kapičkami. Průměr kapek při jednosložkovém chlazení je průměrně 166  $\mu\text{m}$  a při dvousložkovém se zmenší na 59  $\mu\text{m}$ . Zmenšení průměru kapek vede ke zvětšení měrného povrchu chladicího média, což má za následek minimálně dvojnásobné zvětšení odvedeného tepla.
2. Velmi krátká doba setrvání vody na povrchu předlitku způsobuje, že dochází prakticky k odpaření veškeré kapaliny a na povrchu nenastává nekontrolovatelné stékání neodpařené vody.
3. Velký rozsah regulace minimálního a maximálního množství vody (až 1 : 40), což umožňuje používat jednotnou tryšku pro tzv. měkké i tvrdé chlazení.
4. Provozní spolehlivost – nižší zanášení a ucpávání trysek vlivem dostatečně velkých výstupních otvorů trysek umožňuje snížit nároky na kvalitu a úpravu vody.

Jednou ze značných nevýhod dvousložkových systémů je velká spotřeba stlačeného vzduchu při vysokých energetických nákladech.

Vývoj dvousložkových systémů začínal u konstrukce parovodních trysek. Ty se však příliš neosvědčily, protože mezi párou a chladicí vodou dochází k výměně tepla. Tento systém měl však výhodu v kontinuální dodávce páry v průběhu roku. Oproti tomu, u dnes používaného vodovzdušného systému, může docházet v zimním období k poklesu teploty rosného bodu, což způsobuje kondenzaci páry a zamrznutí vzduchového rozvodu. To je považováno za vážný nedostatek tohoto systému, který brání širšímu rozšíření této metody. Rovněž je nezbytné zajistit dostatečné množství stlačeného vzduchu při vysokých energetických nákladech, které by pokryly jeho spotřebu. Výroba trysek je finančně náročnější, stejně tak je složitější její montáž a údržba. Zvýšené náklady na výrobu a přípravu stlačeného vzduchu jsou však kompenzovány nižší spotřebou vody a lepší kvalitou odlévané oceli.

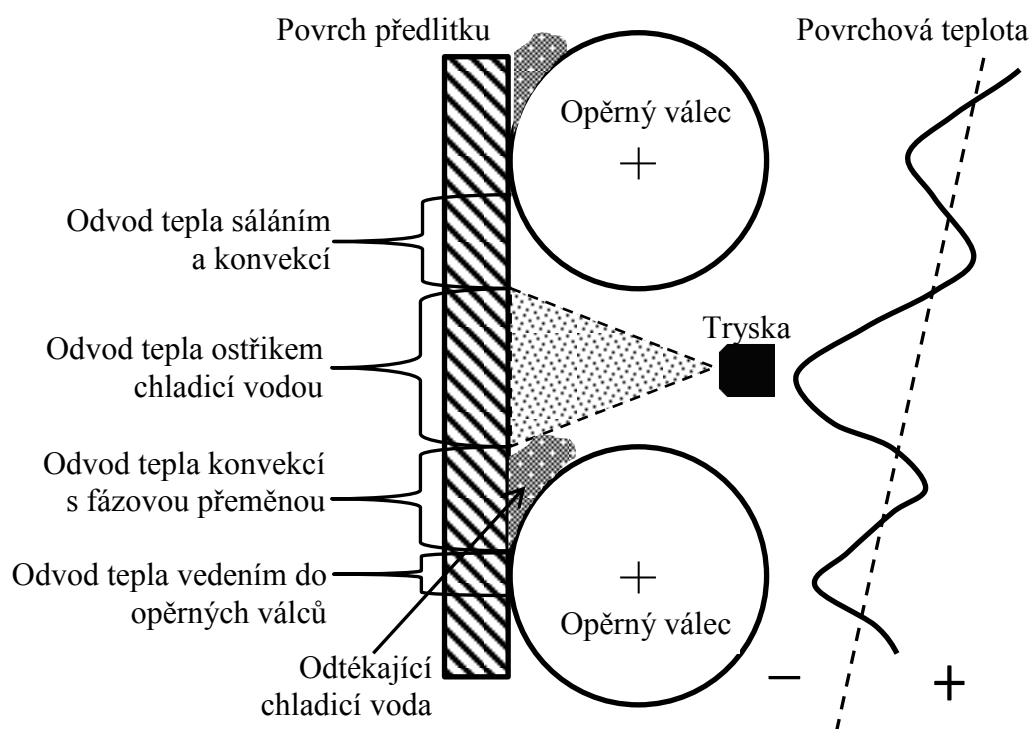
Vodovzdušných trysek se používá pro sekundární chlazení především bram, u nichž jsou kladeny vyšší nároky na soustavu opěrných válců, která v případě jednosložkových trysek způsobuje značné kolísání povrchové teploty bramy.

Většina vodovzdušných trysek pro ZPO jsou s plochým vyústěním, zvláště pokud se jedná o chlazení plochých výrobků, jako jsou bramy. Vodovzdušné trysky, které mají plochý tvar ostříkového paprsku mohou být klasifikovány vzhledem k distribuci kapaliny jako trysky s plochou distribucí kapaliny a trysky s parabolickou distribucí kapaliny [26].



## 5.4 Sdílení tepla v sekundární oblasti chlazení

Sdílení tepla v sekundární oblasti ZPO je z hlavní části realizováno ostřikem chladicí vodou, která se po dopadu na horký povrch předlitku částečně odpaří. Další část tepla předlitku je odváděna vedením do opěrných válců. Přirozená konvekce a radiace se vyskytují v místech, ve kterých není předlitek chlazen vodou. Přirozená konvekce souvisí s prouděním okolního vzduchu kolem předlitku. Radiační sdílení tepla je realizováno mezi horkým povrchem a ocelovou konstrukcí sekundární oblasti. Schéma odvodu tepla v sekundární oblasti chlazení je uvedeno na obr. 15.



Obr. 15. Schéma odvodu tepla v sekundární oblasti chlazení [27]

Obecně lze vypočítat nestacionární odvod tepla z předlitku pomocí Fourierovy parciální diferenciální rovnice vedení tepla, kterou lze zapsat ve tvaru [39]:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \cdot \nabla^2 t + \frac{q_V}{c_p \cdot \rho} \quad (\text{K} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (3)$$

kde  $a$  je součinitel teplotní vodivosti ( $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ ),  
 $\nabla^2$  - Laplaceův operátor ( $\text{m}^{-2}$ ),  
 $q_V$  - vydatnost vnitřního objemového zdroje ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-3}$ ),  
 $c_p$  - měrná tepelná kapacita ( $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ),  
 $\rho$  - hustota ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ).

Součinitel teplotní vodivosti  $a$  popisuje rychlost změny teploty předlitku a je dán vztahem:

$$a = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho} \quad (\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}) \quad (4)$$

kde  $\lambda$  je součinitel tepelné vodivosti oceli ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ).

Laplaceův operátor  $\nabla^2$  lze zapsat jak pro pravoúhlou soustavu souřadnic, tak pro cylindrickou a sférickou soustavu souřadnic a tím řešit Fourierovu parciální diferenciální rovnici pro rovinná, válcová a kulová tělesa.

Tvar Laplaceova operátoru pro výpočet odvodu tepla u rovinných těles se zapisuje ve tvaru:

$$\nabla^2 t = \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \quad (\text{K} \cdot \text{m}^{-2}) \quad (5)$$

kde  $x, y, z$  jsou souřadnice ve směru jednotlivých os tělesa (m).

Pro výpočet chladnutí předlitku v sekundární oblasti chlazení je nutno dosadit okrajové podmínky řešení do Fourierovy-Kirchhoffovy rovnice vedení tepla, která respektuje pohyb tělesa ve směru rychlosti tažení předlitku  $v_z$  (1) [40]:

$$\frac{Dt}{d\tau} = a \cdot \nabla^2 t + \frac{q_V}{c_p \cdot \rho} \quad (\text{K} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (6)$$

kde  $\frac{Dt}{d\tau}$  je úplná derivace teploty podle času ( $\text{K} \cdot \text{s}^{-1}$ ).

Úplná derivace teploty podle času ve všech směrech se zapisuje ve tvaru:

$$\frac{Dt}{d\tau} = \frac{\partial t}{\partial \tau} + v_x \cdot \frac{\partial t}{\partial x} + v_y \cdot \frac{\partial t}{\partial y} + v_z \cdot \frac{\partial t}{\partial z} \quad (\text{K} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (7)$$

kde  $v_x, v_y, v_z$  jsou složky rychlosti v jednotlivých směrech ( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ).

Pro výpočet kinetiky teplotního pole předlitku se Fourierova-Kirchhoffova rovnice zjednodušuje tak, že zanedbáme vliv rychlosti proudění taveniny ve směrech os  $x, y$  a ponecháme pouze vliv rychlosti lití. Tuto zjednodušenou parciální diferenciální rovnici zapisujeme ve tvaru:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} + v_z \cdot \frac{\partial t}{\partial z} = a \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \right) + \frac{q_V}{c_p \cdot \rho} \quad (\text{K} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (8)$$

Pro řešení dané rovnice je nutno nejprve definovat podmínky jednoznačnosti řešení. Podmínky jednoznačnosti jsou definovány jako geometrické, fyzikální, počáteční a povrchové. Geometrická podmínka jednoznačnosti je určena rozměrem a průřezem předlitku např. čtverec, obdélník nebo kruh. Počáteční podmínky definují rozložení teplot v tělese na počátku procesu v čase  $\tau = 0$ . Jako počáteční podmínka pro výpočet tuhnutí předlitku je brána teplota tekuté oceli v mezipánvi. Fyzikální podmínky jsou dány fyzikálními vlastnostmi oceli, ke kterým patří hustota, měrná tepelná kapacita, teplotní vodivost, teplota solidu a likvidu a vnitřní tepelný objemový zdroj [40].

Povrchové podmínky řešení charakterizují vzájemné tepelné poměry mezi povrchem tělesa a okolním prostředím. Lze je rozdělit na čtyři základní druhy [41]:

Dirichletova podmínka **I. druhu**: V libovolném časovém okamžiku  $\tau$  je známo rozložení teplot na povrchu tělesa.

$$t_p = f(x, y, z, \tau) \quad (^\circ\text{C}) \quad (9)$$

kde  $t_p$  je teplota povrchu ( $^\circ\text{C}$ ),  
 $x, y, z$  - souřadnice (m),  
 $\tau$  - čas (s).

Neumannova podmínka **II. druhu**: V libovolném časovém okamžiku  $\tau$  je známa hustota tepelného toku  $q$  na povrchu tělesa. Tato povrchová podmínka je používána při výpočtu odvodu tepla v krystalizátoru.

$$q = -\lambda \cdot \text{grad } t = -\lambda \cdot \frac{\partial t}{\partial x} \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2}) \quad (10)$$

kde  $x$  je souřadnice kolmá na směr lití (m).

Fourierova podmínka **III. druhu**: Používá se tehdy, je-li známa teplota okolního prostředí, teplota povrchu a celkový součinitel přestupu tepla do okolí  $\alpha_c$ . Tato povrchová podmínka se uplatňuje při výpočtech chlazení předlitku v sekundární a terciární zóně, ve které je nutno ji modifikovat dle Stefanova-Boltzmannova zákona.

$$-\lambda \cdot \frac{\partial t}{\partial x} = \alpha_c \cdot \Delta t \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2}) \quad (11)$$

kde  $\alpha_c$  je celkový součinitel přestupu tepla do okolí ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ),  
 $\Delta t$  - teplotní rozdíl mezi teplotou povrchu a teplotou okolního prostředí (K).

Povrchová podmínka **IV. druhu**: Platí pro dokonalý kontakt mezi dvěma tělesy, jejichž společné povrchy mají stejnou teplotu. Platí zde rovnost hustot tepelných toků na rozhraní jednotlivých povrchů.

$$\lambda_1 \cdot \left( \frac{\partial t_1}{\partial n} \right)_p = \lambda_2 \cdot \left( \frac{\partial t_2}{\partial n} \right)_p \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2}) \quad (12)$$

kde  $n$  je normála k povrchu P.

Tato povrchová podmínka může být po modifikaci použita pro výpočet tuhnutí oceli na rozhraní jednotlivých fází. Je nutno však považovat každou tuto fázi za samostatné těleso.

$$\lambda_1 \cdot \left( \frac{\partial t_1}{\partial n} \right)_p - \lambda_2 \cdot \left( \frac{\partial t_2}{\partial n} \right)_p = \rho \cdot l \cdot \frac{d\xi}{d\tau} \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2}) \quad (13)$$

kde  $l$  je měrné skupenské teplo fázové přeměny ( $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$ ),  
 $\xi$  - souřadnice polohy hranice mezi dvěma fázemi (m).

## 5.5 Sdílení tepla konvekcí

Sdílení tepla přirozenou konvekcí (prouděním) probíhá mezi proudící tekutinou a pevným tělesem odlišné teploty, při jejich vzájemném styku. Jedná se o proudění tekutiny, které je řízeno prostorovým rozložením její hustoty. Nerovnoměrné rozložení hustoty je

důsledkem nerovnoměrného rozložení teploty nebo koncentrace jednotlivých složek směsi. Tepelná energie při tomto způsobu sdílení tepla se přenáší proudícími částicemi tekutiny, takže rozhodující je pro tento způsob sdílení tepla charakter proudění. Při laminárním proudění, charakterizovaném rovnoběžnými proudnicemi, přechází teplo ve směru kolmém na proudnice v podstatě jen vedením. Součinitel tepelné vodivosti plynů a kapalin má nízkou hodnotu, řádově  $10^{-2}$  až  $10^{-1} \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ , přenos tepla je tedy při laminárním proudění malý. U turbulentního režimu se proces vedení tepla uplatňuje významněji jen v laminární mezní podvrstvě u povrchu tělesa. Je samozřejmé, že u obou režimů se ve směru proudění teplo v tekutině sdílí převážně konvekcí [39, 40, 41, 42, 43].

Pro výpočet vnějšího přestupu tepla konvekcí je nutno řešit odvod tepla z povrchu horkého tělesa směrem do okolního teplotně neovlivněného volného prostoru. Při znalosti rozložení povrchové teploty tělesa a neovlivněné teploty okolní tekutiny lze výsledný odvod tepla vypočítat z Newtonovy rovnice:

$$P = \alpha \cdot \Delta t \cdot S \quad (\text{W}) \quad (14)$$

kde  $\alpha$  je součinitel přestupu tepla ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ),  
 $S$  - plocha sdílení tepla ( $\text{m}^2$ ),  
 $\Delta t$  - teplotní rozdíl mezi proudícím médiem a pevným tělesem (K).

Rovnice (14) je zdánlivě jednoduchá, ale k jejímu řešení je potřeba určit součinitele přestupu tepla  $\alpha$ . Obecně je možno součinitel přestupu tepla  $\alpha$  stanovit jako funkci těchto proměnných

$$\alpha = f(v, t_1, t_2, \lambda, c_p, \rho, \eta, l, \theta) \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}) \quad (15)$$

kde  $v$  je rychlost proudu tekutiny ( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ),  
 $t_1, t_2$  - teploty tekutiny a pevného tělesa ( $^{\circ}\text{C}$ ),  
 $\lambda$  - součinitel tepelné vodivosti tekutiny ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ),  
 $\eta$  - dynamická viskozita tekutiny ( $\text{Pa} \cdot \text{s}$ ),  
 $l$  - rozměr tělesa (m),  
 $\theta$  - součinitel tvaru tělesa.

Rozmezí hodnot součinitele přestupu tepla je uvedeno v tab. 1.

Tabulka 1. Hodnoty součinitele přestupu tepla [40]

Prostředí	součinitel $\alpha$ ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ )	
	od	do
Plyny při přirozené konvekci	5	120
Plyny při proudění v trubkách a kanálech	12	350
Voda při přirozené konvekci	120	1200
Voda při proudění v trubkách	580	1100
Vroucí kapaliny, kondenzující páry	2300	45000

Obecně lze konstatovat, že hodnota součinitele přestupu tepla je tím větší, čím intenzivněji probíhá proudění kapaliny kolem povrchu tělesa. Stanovení hodnoty  $\alpha$  pro určitý případ může být provedeno analyticky nebo experimentálně.

Analytické řešení je příliš složité a je platné vždy pro určitý jednoduchý případ. Pro konkrétní případy je nutno vycházet z diferenciálních rovnic, které popisují sdílení tepla konvekcí (Fourierova-Kirchhoffova rovnice, Navierovy-Stokesovy pohybové rovnice a rovnice kontinuity). Tyto rovnice je nutno řešit spolu s použitím okrajových podmínek řešení daného případu [40].

Experimentálně lze stanovit součinitel přestupu tepla inverzní metodou, při které je známa hustota tepelného toku a teplotní pole chlazené oblasti. Znalost rozložení teplot umožňuje postupně dosadit okrajové podmínky řešení a poté porovnat vypočtené a naměřené hodnoty hustoty tepelného toku, která je poté dosazena do Newtonova vztahu (14) pro výpočet součinitele přestupu tepla:

$$\alpha = \frac{q}{\Delta t} \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}) \quad (16)$$

kde  $q$  je hustota konvekčního tepelného toku ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$ ).

Dále lze součinitel přestupu tepla určit pomocí kritériálních rovnic. Součinitel  $\alpha$  je obsažen v Nusseltově kritériu:

$$Nu = \frac{\alpha \cdot l}{\lambda} \quad (1) \quad (17)$$

kde  $l$  je charakteristický rozměr (m).

Při stacionárním sdílení tepla konvekcí a při zanedbání vnitřního objemového zdroje lze obecný tvar kritériální rovnice zapsat ve tvaru:

$$Nu = f(Re, Pr, Gr) \quad (1) \quad (18)$$

Konkrétně lze pro přirozené proudění, které nezávisí na Reynoldsově kritériu, napsat vztah:

$$Nu = C \cdot (Gr \cdot Pr)^n \quad (1) \quad (19)$$

Obdobně, lze psát vztah pro nucené proudění, na které nemá vliv Grashofovo kritérium:

$$Nu = C \cdot Re^m \cdot Pr^n \quad (1) \quad (20)$$

Hodnoty konstant  $C$ ,  $m$ ,  $n$  v rovnicích (19) a (20) jsou uvedeny pro konkrétní případy v literatuře [40].

Průměrnou velikost součinitele přestupu tepla  $\alpha$ , pro laminární a turbulentní oblast proudění tekutiny při obtékání svislých plochých těles, lze určit z experimentálně odvozeného empirického vztahu platného pro rozmezí  $Ra = 10^{-1}$  až  $10^{12}$  [44]:

$$Nu = \left\{ 0,825 + 0,387 \cdot [Ra \cdot f_1(Pr)]^{\frac{1}{6}} \right\}^2 \quad (1) \quad (21)$$

kde funkce  $f_1(Pr)$  definuje vliv Prandtlova čísla v rozsahu  $0,001 < Pr < \infty$ :

$$f_1(Pr) = \left[ 1 + \left( \frac{0,492}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{-\frac{16}{9}} \quad (22)$$

Rayleighovo kritérium  $Ra$  popisuje sdílení tepla při přirozené konvekci a lze jej zapsat ve tvaru:

$$Ra = \frac{g \cdot \gamma \cdot \Delta T \cdot l^3}{\nu \cdot a} \quad (1) \quad (23)$$

kde  $g$  je gravitační zrychlení ( $\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$ ),  
 $\gamma$  - teplotní objemová roztažnost ( $\text{K}^{-1}$ ),  
 $l$  - charakteristický rozměr (m),  
 $\nu$  - kinematická viskozita ( $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ ).

Pro výpočet odvodu tepla z kruhového vertikálního tělesa je nutno rovnici (21) upravit na tvar, který respektuje vztah mezi výškou  $h$  a průměrem  $d$  ochlazovaného tělesa:

$$Nu = Nu_{\text{deska}} + 0,97 \cdot \frac{h}{d} \quad (1) \quad (24)$$

Analogicky k rovnici (21) je také možno určit velikost součinitele přestupu tepla pro horizontálně umístěné válcové povrchy:

$$Nu = \left\{ 0,6 + 0,387 \cdot [Ra \cdot f_2(Pr)]^{\frac{1}{6}} \right\}^2 \quad (1) \quad (25)$$

kde funkce  $f_2(Pr)$  definuje vliv Prandtlova čísla v rozsahu  $0 < Pr < \infty$ :

$$f_2(Pr) = \left[ 1 + \left( \frac{0,559}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{-\frac{16}{9}} \quad (26)$$

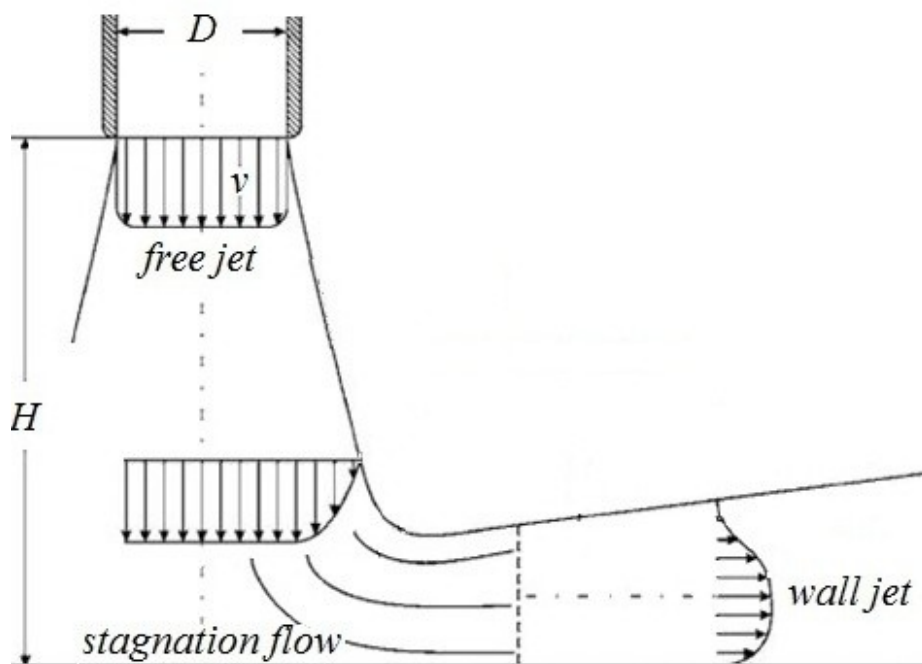
Pro přechodovou oblast mezi laminárním a turbulentním prouděním platí, že pokud působí vztahová síla stejným směrem jako směr proudění, tak je nutno rychlosti a jejich gradienty v mezní vrstvě sečíst, což má za následek zvýšení odvodu tepla [44].

### Přestup tepla při chlazení tryskami

Při chlazení horkého povrchu prochází chladicí médium vrstvou okolní tekutiny. Tato tekutina působí jako odpor proti pohybu média, což může způsobit snížení odvodu tepla. Proud chladicího média lze z hlediska průchodu jednotlivými oblastmi rozdělit na (obr. 16) [44]:

1. oblast výstupu proudu z trysky „*free jet*“: volný proud se zde rozšiřuje a proudí výchozí energií, kterou mu udělila tryska, směrem k chlazenému povrchu,
2. oblast mezní vrstvy „*stagnation flow*“: zde volný proud naráží na mezní vrstvu, která obklopuje chlazený povrch tělesa a částečně tak brání jeho průchodu k povrchu. Tento jev vede ke zpomalení vertikální složky rychlosti chladicího média,

3. oblast kontaktu s povrchem „*wall jet*“: zde dojde k úplnému zpomalení vertikální složky rychlosti, která se po dopadu přemění na horizontální složku, což má za následek rozšíření ostříkového obrazce dané trysky a zvětšení chlazené plochy horkého povrchu.



Obr. 16. Rozložení proudu chladicí vody dopadající na chlazený povrch [44]

Ve většině technických výpočtů chladicích účinků trysek se uvažuje pouze s turbulentním prouděním chladicího média dopadajícího na horký povrch. Ze znalosti velikosti výstupní rychlosti chladicího média z trysky  $v$ , jejího hydraulického průměru  $d_h$  a kinematické viskozity  $\nu$  chladicího média lze vypočítat velikost Reynoldsova čísla, které udává charakter výstupního proudění.

$$Re = \frac{v \cdot d_h}{\nu} \quad (1) \quad (27)$$

Hydraulický průměr výstupního otvoru je dán konstrukcí trysky. Pro kuželové trysky platí, že hydraulický průměr se rovná výstupnímu průměru dané trysky. Pro štěrbinové trysky je nutno hydraulický průměr vypočítat z rovnice:

$$d_h = 2 \cdot b \quad (\text{m}) \quad (28)$$

kde  $b$  je výška výstupního štěrbinového otvoru (m).

Průměrná velikost součinitele přestupu tepla na chlazeném povrchu je definována jako tepelný tok dělený velikostí chlazené plochy a rozdílem teplot mezi teplotou horkého povrchu a teplotou chladicího média.

$$\alpha = \frac{P}{S \cdot \Delta t} \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}) \quad (29)$$

Tato rovnice je platná pouze pro případ, že se tryska a horký povrch vůči sobě nepohybují.

Pro výpočet součinitele přestupu tepla je nutné řešit několik kritériálních rovnic, které obsahují fyzikální parametry chladicího média. Tyto parametry je nutno počítat pro průměrnou teplotu, která je dána aritmetickým průměrem teploty chladicího média a teploty horkého povrchu.

Kritériální rovnice potřebné pro výpočet součinitele  $\alpha$ :

$$Nu = \frac{\alpha \cdot d}{\lambda} \quad (1) \quad \text{nebo} \quad Sh = \frac{\beta \cdot d}{D} \quad (1)$$

$$Pr = \frac{\nu}{a} \quad (1) \quad \text{nebo} \quad Sc = \frac{\nu}{D} \quad (1)$$

Pro jednoduchou kruhovou trysku lze určit součinitel přestupu tepla z následujících experimentálně odvozených rovnic:

$$Nu = \frac{1 - \frac{1,1}{\frac{d}{d_h}}}{\frac{d}{d_h} + 0,1 \cdot \left( \frac{h}{d_h} - 6 \right)} \cdot f(Re) \cdot Pr^{0,42} \quad (1) \quad (30)$$

kde  $d$  je průměr ostříkového obrazce (m),  
 $h$  - vzdálenost trysky od chlazeného povrchu (m),  
 $d_h$  - hydraulický průměr výstupního otvoru trysky (m).

Funkci  $f(Re)$  vypočteme z rovnice:

$$f(Re) = 2 \cdot \left[ Re \cdot \left( 1 + 0,005 \cdot Re^{0,55} \right) \right]^{0,5} \quad (1) \quad (31)$$

Tyto rovnice jsou platné pouze pro:

$$2,5 \leq \frac{d}{d_h} \leq 7,5 \quad 2 \leq \frac{h}{d_h} \leq 12 \quad 22\,000 \leq Re \leq 410\,000$$

Obdobné rovnice platí také pro štěrbinové trysky:

$$Nu = \frac{1,53 \cdot Re^m}{\frac{x}{b} + \frac{h}{d_h} + 1,39} \cdot Pr^{0,42} \quad (1) \quad (32)$$

kde  $x$  je šířka ostříkového obrazce štěrbinové trysky (m).

Exponent  $m$  závisí na geometrických poměrech dané trysky a pohybuje se od 0,56 do 0,68:

$$m = \frac{1}{\frac{x}{b} + \frac{h}{d_h} + 3,06} \cdot Pr^{0,42} \quad (1) \quad (33)$$



Tyto rovnice jsou platné pouze pro:

$$2 \leq \frac{x}{b} \leq 25 \qquad 2 \leq \frac{h}{d_h} \leq 10 \qquad 3\,000 \leq Re \leq 90\,000$$

Předcházející rovnice popisují konvekční sdílení tepla bez změny skupenství chladicího média. Změna skupenství nenastává při chlazení povrchů s teplotou nižší než 100 °C a při chlazení vzduchem. Vzdušné trysky se vzhledem k nízké účinnosti vzduchového chlazení v sekundární oblasti ZPO nepoužívají.

Pro nalezení nejlepších chladicích účinků jednotlivých trysek je nutno nalézt vzájemné závislosti mezi třemi základními geometrickými parametry trysek [44]:

1. Hydraulický průměr  $d_h$ ,
2. Vzdálenost trysky od chlazeného povrchu  $h$ ,
3. Rozteč jednotlivých trysek  $L$ .

## 5.6 Sdílení tepla konvekci při změně skupenství

Chlazení horkého povrchu tuhnoucího předlitku v sekundární oblasti je převážně realizováno odparem chladicí vody. Sdílení tepla za současné změny skupenství je fyzikálně složitější děj než konvekce bez změny skupenství teplotnosné tekutiny. Podle změny skupenství rozlišujeme sdílení tepla při změně skupenství z kapalného v plynné, tj. sdílení tepla při vypařování a varu nebo sdílení tepla při změně skupenství plynného v kapalném, tj. sdílení tepla při kondenzaci [44, 45, 46, 47, 48].

### 5.6.1 Odpařování na hladině kapaliny

Tento děj probíhá na rozhraní mezi kapalinou a okolním vzduchem. Teplota fázové přeměny je nižší než teplota varu kapaliny, což je způsobeno rozdílem parciálního tlaku syté páry u hladiny kapaliny a parciálního tlaku přehřáté páry uvnitř okolního prostředí. Teplo, které je odebráno na hladině kapaliny způsobuje určitý pokles teploty kapaliny v blízkosti její hladiny (obr. 17).



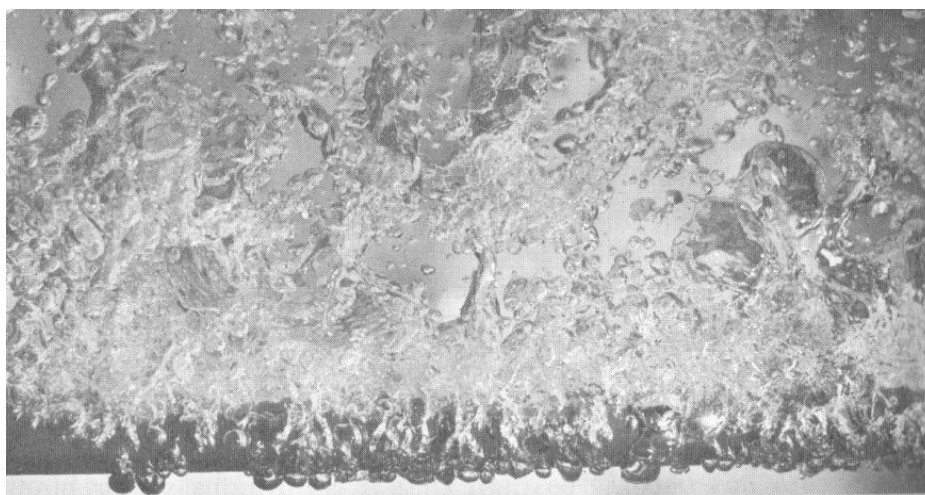
Obr. 17. Odpařování na hladině kapaliny. Foto: J. Timashov

### 5.6.2 Bublínkový var

Bublínkový var je jedním ze dvou typů varu, který může probíhat na teplosměnné ploše. Vzniká vlivem teplotního rozdílu mezi teplotou chlazeného povrchu a teplotou chladicí kapaliny. Může probíhat na rovinné, kulové nebo válcové ploše orientované buď vertikálně, nebo horizontálně.

Dle tvaru a množství kapaliny lze bublínkový var rozdělit na:

- a) var ve velkém objemu (obr. 18),
- b) var v tenké vrstvě,
- c) var v kapalném filmu (ve stékající kapalině).



Obr. 18. Bublínkový var na horizontální tyči [45]

Velikost odvodu tepla při tomto varu ovlivňuje také struktura, velikost a množství mikropórů na chlazené ploše. Tyto mikropóry jsou důležité pro vznik nukleačních center, ve kterých zpočátku dochází k tvorbě mikrobublinek. Dodáme-li kapalině další teplo, dochází ke shlukování mikrobublinek do větších bublin a tím k intenzivnímu odvodu tepla z horkého povrchu. Pokud uvažujeme s kulovitým tvarem parní bublinky, lze určit nutné přehřátí kapaliny nad teplotu varu, kdy je možný vznik parních bublinek, ze vztahu [46]:

$$\Delta T = \frac{2 \cdot \sigma \cdot T_{\text{var}}}{r \cdot \rho'' \cdot l_v} \quad (\text{K}) \quad (34)$$

kde:  $\sigma$  je povrchové napětí kapalné fáze ( $\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$ ),  
 $r$  - poloměr parní bublinky (m),  
 $T_{\text{var}}$  - teplota varu tekutiny (K),  
 $\rho''$  - hustota páry ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ),  
 $l_v$  - výparné teplo kapaliny ( $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$ ).

#### Kritériální rovnice uplatňující se při varu:

Weberovo kritérium vyjadřující rovnováhu mezi vztlakovou silou a silou povrchového napětí na obvodu parní bublinky lze zapsat ve tvaru:

$$We = \frac{\sigma}{l^2 \cdot g \cdot (\rho - \rho'')} \quad (1) \quad (35)$$

kde:  $l$  je charakteristický rozměr parní bublinky (m),  
 $\rho$  - hustota kapaliny ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ).

Tlakové kritérium vyjadřující rovnováhu mezi tlakovou silou a silou povrchového napětí má tvar:

$$K_p = \frac{p}{\sqrt{\sigma \cdot g \cdot (\rho - \rho'')}} \quad (1) \quad (36)$$

Teplotní kritérium lze zapsat ve tvaru:

$$K_T = \frac{(\rho \cdot l_v)^2}{c_p \cdot T_{\text{var}} \cdot \rho \sqrt{\sigma \cdot g \cdot (\rho - \rho'')}} \quad (1) \quad (37)$$

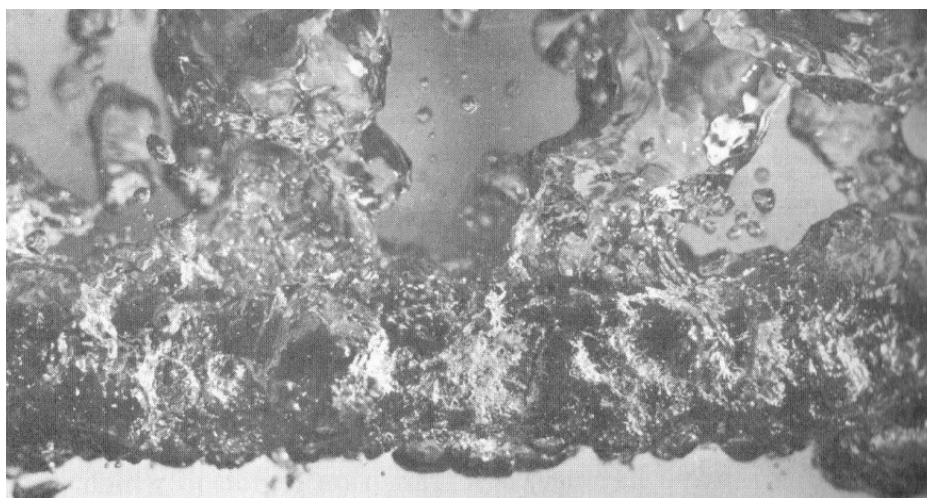
Nusseltovo kritérium platné pro oblast bublinkového varu určíme z výrazu:

$$Nu_b = \frac{\alpha}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\sigma}{g \cdot (\rho - \rho'')}} \quad (1) \quad (38)$$

Hodnota součinitele přestupu tepla při bublinkovém varu ve velkém objemu za atmosférického tlaku lze přibližně určit z Fritзовých vztahů:

$$\begin{aligned} \alpha &= 1,48 \cdot q^{0,75} \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}) \\ \alpha &= 4,8 \cdot \Delta t^3 \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}) \end{aligned} \quad (39)$$

Ze závislosti součinitele přestupu tepla na tepelném zatížení vyplývá, že při zvětšování hustoty tepelného toku se zvyšuje hodnota součinitele přestupu tepla a tím i odvod tepla. Při dosažení maximálního tepelného zatížení nastává přechod mezi varem bublinkovým a blánovým. Toto tepelné zatížení se nazývá kritické a značíme jej  $q_{\text{kr},1}$  (obr. 19).

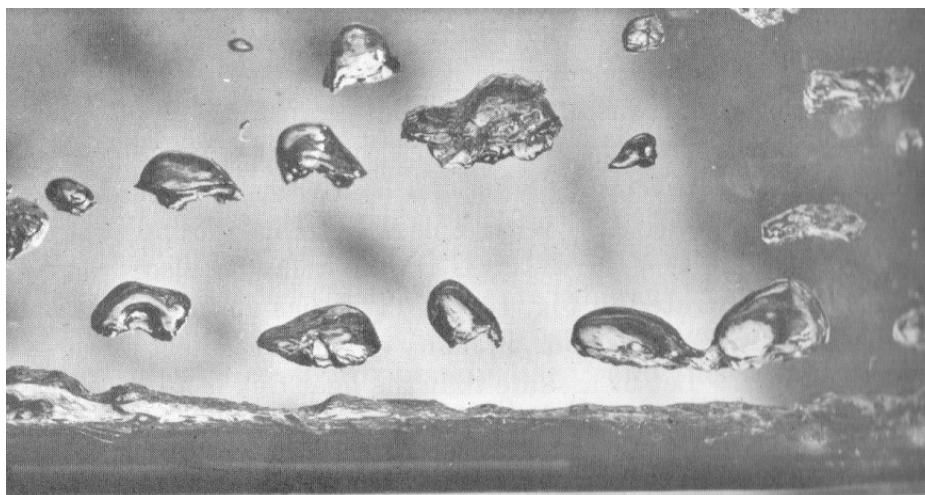


Obr. 19. Přechodová oblast při varu na horizontální tyči [45]

Při dalším zvětšování tepelného zatížení hodnota součinitele přestupu tepla prudce klesne. Vzniká zde nestabilní parní blána, která částečně izoluje chlazený povrch od přívodu další chladicí kapaliny. Velikost kritických tepelných toků je závislá na fyzikálních vlastnostech, tlaku a rychlosti proudění vody, charakteru povrchu a polohy horkého povrchu, způsobu ohřevu a na obsahu páry v parovodní směsi. Vliv tlaku se projevuje na hodnotě kritického tepelného toku  $q_{kr,1}$  nejvýrazněji [47].

### 5.6.3 Blánový var

Pro tuto oblast varu (obr. 20) je charakteristický vznik stabilní parní blány, která izoluje chlazený povrch od přívodu další chladicí kapaliny a tím zhoršuje odvod tepla. Zmenšuje-li se během blánového varu tepelné zatížení výhřevné plochy, hodnota součinitele přestupu tepla nepatrně roste. Teprve při dosažení tepelného zatížení odpovídajícímu  $q_{kr,2}$  se začíná hodnota součinitele přestupu tepla prudce zvětšovat. Snížíme-li tepelné zatížení zpět na hodnotu  $q_{kr,2}$  začíná blánový var opět přecházet na bublinkový [46, 47].



Obr. 20. Blánový var na horizontální tyči [45]

Druh varu vody se dobře projeví i na teplotě horkého povrchu. Při bublinkovém varu, který dobře odvádí teplo, se teplota povrchu příliš nezvyšuje. Při dosažení kritického tepelného zatížení  $q_{kr,1}$ , kdy bublinkový var přechází na var blánový, se v důsledku zhoršeného odvodu tepla prudce zvýší teplota povrchu. Při dalším zvyšování tepelného zatížení teplota plochy dále stoupá, při snižování naopak klesá [47].

V případě chlazení předlitku pomocí vodních a vodovzdušných trysek, používaných v sekundární oblasti ZPO, neexistují použitelné kritériální rovnice. Skutečné parametry odvodu tepla konkrétních typů trysek je nutno vždy zjistit experimentálně.

## 6 STANOVENÍ OKRAJOVÝCH PODMÍNEK SEKUNDÁRNÍ OBLASTI CHLAZENÍ ZPO

Cílem práce je stanovit vzájemné regresní závislosti mezi použitými fyzikálními modely, které slouží pro stanovení okrajových podmínek řešení výpočtů chlazení předlitku v sekundární oblasti. Pomocí zjištěných závislostí bude možno nahradit energeticky i časově náročnější měření součinitele přestupu tepla za jednodušší metodu určení lineární intenzity ostříku.

Nalezení daných závislostí na teplém fyzikálním modelu nebude z hlediska odvodu tepla při chlazení horkých povrchů jednoduché, protože hodnota součinitele přestupu tepla je závislá nejen na vzdálenosti a množství chladicí vody, ale také na velikosti a kinetické energii vodních kapek. Obecně lze říci, že velikost kapky udává intenzitu odvodu tepla. Při dokonalejším rozprášení vzniká vodní mlha, která je vlivem vysoké teploty chlazeného povrchu odpařena dříve, než je tomu v případě velkých kapek, u kterých hrozí vznik nebezpečného blánového varu, snižujícího intenzitu odvodu tepla. Ze znalosti kinetické energie kapky, lze za jistých zjednodušujících předpokladů, určit množství vody, která je odražena směrem od povrchu. Tato skutečnost souvisí s teplotou horkého povrchu, jelikož při vyšších teplotách povrchu dochází k úplnému odpaření všech velikostí kapek.

Pro porovnání jednotlivých typů modelů budou vybrány série běžně používaných trysek v jednotlivých zónách sekundární oblasti chlazení. Dané trysky budou měřeny pro určité rozmezí tlaků chladicí vody, vzdáleností a teplot povrchu sondy. Pro zamezení vzniku chyby reprodukovatelnosti bude každá z testovaných trysek podrobena testování při stejných parametrech měření vždy v několika sériích.

Vypočtené hodnoty součinitele přestupu tepla  $\alpha$  budou použity jako okrajové podmínky pro výpočtové simulace na dynamickém modelu tuhnutí předlitku vyvinutém na katedře tepelné techniky a pro simulace v komerčně dodávaném softwaru ProCAST, na kterém lze modelovat kromě teplotního pole také proudění taveniny a napěťové stavy vznikající při tuhnutí oceli.

Znalost intenzity odvodu tepla, která v sobě zahrnuje součinitel přestupu tepla a intenzitu ostříku, může sloužit pro návrhy i úpravy konstrukce chladicích ramp. Sekundární zóna chlazení, osazená vhodnějšími typy trysek, tak zaručí lepší odvod tepla z tuhnoucího předlitku při současném snížení spotřeby chladicí vody.

Sekundární oblast chlazení je ve své podstatě tvořena řadami vodních nebo vodovzdušných trysek, které ochlazují pohybující se ocelový předlitek. Chladicí účinky trysek lze posuzovat podle dvou základních ukazatelů. Prvním ukazatelem je tzv. *ostřiková charakteristika*. Tento ukazatel je měřen na studených fyzikálních modelech a zahrnuje v sobě určení intenzity ostříku a rozložení chladicí vody na chlazeném povrchu. Tato zjednodušená metoda nemusí vždy korespondovat se skutečným množstvím odebíraného tepla. Druhým ukazatelem je měření součinitele přestupu tepla, který lze stanovit buď přímo, nebo nepřímo. Určení součinitele přestupu tepla je v porovnání se stanovením ostřikové charakteristiky značně komplikovanější a provádí se na teplých fyzikálních modelech [A9, A14].

K posouzení rovnoměrnosti chlazení předlitku, rozmístění a tvaru ostřikových obrazců jednotlivých typů trysek použitých v sekundární oblasti chlazení byla na katedře tepelné techniky navržena a zkonstruována soustava fyzikálních modelů chlazení. Naměřené hodnoty fyzikálních veličin jsou dále používány pro zhodnocení kvality nově použitých trysek, odhalení případných konstrukčních vad, srovnání trysek několika výrobců, posouzení stupně opotřebení a v neposlední řadě také jako okrajové podmínky pro různé numerické modelování

teplotních polí chladnoucího předlitku. Soustava fyzikálních modelů katedry tepelné techniky je uvedena na obr. 21. V levé polovině fotografie se nachází studený model a v pravé polovině teplý fyzikální model.



Obr. 21. Soustava fyzikálních modelů

Při měření na těchto fyzikálních modelech je důležitým parametrem stabilní průtok chladicí vody do trysky. Modely jsou vybaveny dvěma vodními okruhy, které jsou tvořeny jímací nerezovou vanou, systémem potrubí rozvádějícího chladicí vodu, odsávacím rotačním čerpadlem a tlakovým pístovým čerpadlem. První vodní okruh je uzavřený, pracuje tedy s konstantním množstvím vody. Tento okruh je používán při testování trysek na studeném fyzikálním modelu. Druhým okruhem je otevřený okruh, který je napájen vodou z vodovodního řádu a poskytuje vodu o nižší teplotě než uzavřený okruh. Spotřeba vody je zde značně velká, protože testování jedné trysky trvá přibližně hodinu v závislosti na velikosti skenovacího kroku. Tento okruh je používán při ostřiku přímožhavené sondy na teplém fyzikálním modelu.

Testování trysek probíhá vždy při daném tlaku vody, který je používán v konkrétní zóně sekundárního chlazení a odpovídá příslušné trysce. Jelikož se rozpětí tlaku pohybuje v intervalu od 0,3 MPa do 1,5 MPa je nutné pro zajištění vysokých tlaků použít vysokotlaké pístové čerpadlo. Pro zamezení tlakových rázů vznikajících v soustavě je systém vybaven tlakovou nádobou s vakem. Jelikož jsou na licím stroji používány i vodovzdušné trysky, jsou modely vybaveny přívodem stlačeného vzduchu.

Objektivní porovnání naměřených výsledků na fyzikálních modelech lze provést pouze při dodržení všech vstupních hodnot, kterými jsou tlak vody, vzdálenost trysky od měřicího povrchu, teplota chladicí vody a další.



## 6.1 Studený fyzikální model

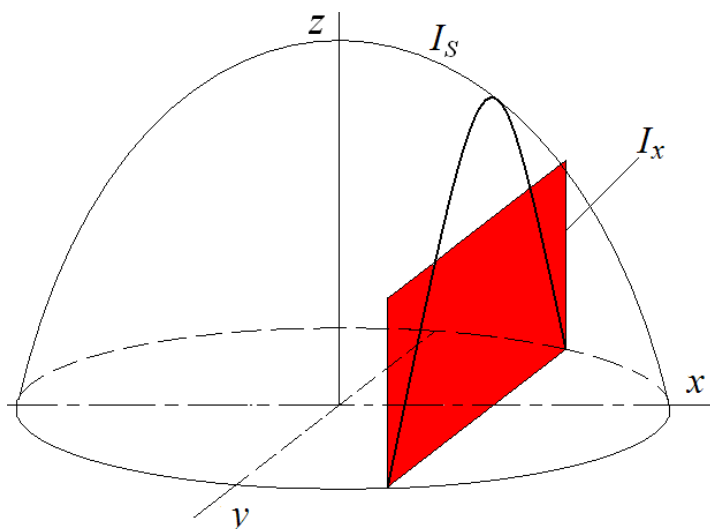
Studené fyzikální modely jsou obvykle představovány soustavou komor, do kterých je po stanovenou dobu jímána voda rozstříkovaná tryskou. Pomocí studených modelů je zjišťována ostříková charakteristika, která v sobě zahrnuje rovnoměrnost a intenzitu ostříku. *Intenzita ostříku* je definována jako objem vody  $V$  dopadající na jednotku plochy  $S$  za jednotkový čas  $\tau$ . Platí

$$I = \frac{V}{S \cdot \tau} \quad (\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (40)$$

Komory jednoho typu modelu mohou být ve tvaru pravoúhlého síta, které má celkové rozměry větší nebo rovny ostříkovému obrazci trysky. Ostřík je spuštěn po určitý časový interval a poté se vyhodnotí množství vody v komorách. Tento model dává úplnou informaci o dvojrozměrném rozložení vody na rovině kolmé k ose trysky v dané vzdálenosti od ústí trysky, tedy o tzv. *plošné intenzitě ostříku*.

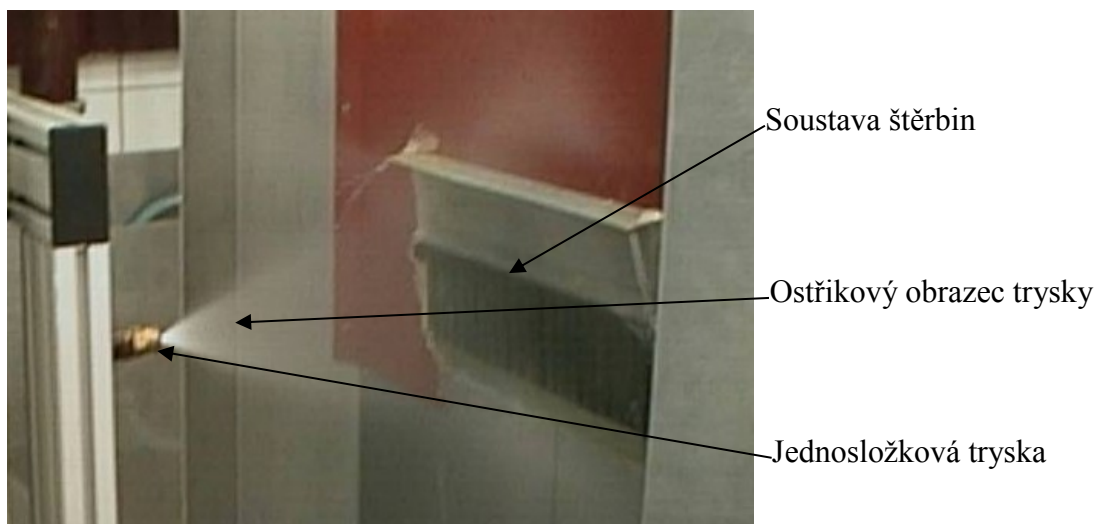
Druhá skupina studených modelů má komory ve tvaru úzkých rovnoběžných svislých štěrbin. Na rozdíl od předchozího typu se tryska a komory vůči sobě pohybují. Rychlost posunu je volitelná a odpovídá rychlosti vytahování předlitku na skutečném licím stroji. Na modelu této konstrukce se zjišťuje *lineární intenzita ostříku*, která integruje množství vody po výšce jednotlivých štěrbin a poskytuje informaci o rozložení vody ve směru šířky předlitku.

Na obr. 22 je uveden vzájemný vztah mezi lineární  $I_x$  a plošnou intenzitou ostříku  $I_S$ . Lineární intenzita ostříku v místě o souřadnici  $x$  je dána výškou obdélníka, jehož plocha se rovná integrálu křivky, která vznikne průnikem roviny rovnoběžné s rovinou  $y$ - $z$  a plošné intenzity [49].



Obr. 22. Lineární a plošná intenzita ostříku

Studený model ostříku postavený na katedře tepelné techniky umožňuje měření lineární intenzity ostříku, která je dána šířkou předlitku a v podélném směru, kterým se pohybuje předlitek, je měřené množství dopadající vody průměrováno. Každé místo předlitku je v podélném směru chlazeno stejným množstvím vody, proto lze tuto zjednodušenou testovací metodu s výhodou použít pro stanovení okrajových podmínek řešení jednoduchých numerických modelů, které nevyžadují zadání intenzity ostříku ve směru lití oceli. Studený model štěrbinového typu je uveden na obr. 23 [A9].



Obr. 23. Studený fyzikální model chlazení

Pro výpočet lineární intenzity ostříku v určitém místě po šířce předlitku platí rovnice:

$$I_i = \frac{V_i}{S \cdot \tau} = \frac{m_i}{\rho \cdot b \cdot d \cdot \frac{H}{v}} \quad (\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (41)$$

kde  $V_i$  je objem vody ve štěrbině ( $\text{m}^3$ ),  
 $m_i$  - hmotnost vody ve štěrbině (kg),  
 $\rho$  - hustota chladicí vody ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ),  
 $b$  - šířka štěrbin (m),  
 $d$  - průměr ostřikového obrazce trysky (m),  
 $H$  - výška štěrbin (m),  
 $v$  - rychlost posuvu trysky ( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ).

Ostřiková plocha je vymezena součinem šířky předlitku a rozměrem ostřikové plochy dané trysky ve směru pohybu předlitku, nebo lze jako podélného rozměru použít jednotkový rozměr. Vždy musí být uveden údaj, ke které hodnotě v podélném směru je intenzita ostříku vztažena. Doba ostříku je časový interval, který je určen podílem délky štěrbin a rychlosti pohybu trysky. V případě předlitku kruhového průřezu je ostřiková plocha částí pláště válce a plochá štěrbinová komora je nahrazena válcovou.

Průměrná lineární intenzita ostříku se určí jako aritmetický průměr dílčích intenzit ostříku  $I_i$  pro jednotlivé štěrbinové komory.

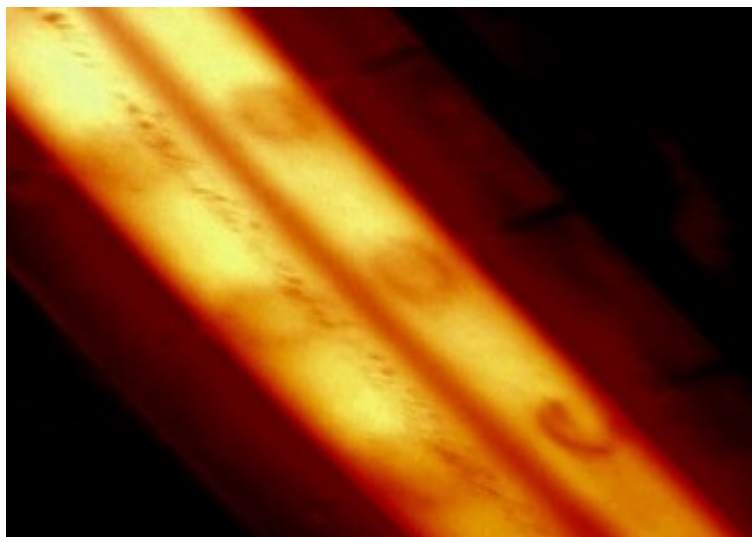
$$I = \frac{\sum_{i=1}^n I_i}{n} \quad (\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (42)$$

kde  $n$  je počet sběrných komor na modelu (1).

Ze znalosti ostřikových charakteristik jednotlivých typů trysek lze také zjistit možnou nesymetrii ostříku, která vzniká vlivem opotřebení, ucpání nebo výrobní vadou konkrétní trysky. Průběh intenzity ostříku je u většiny testovaných trysek přibližně shodný s průběhem součinitele přestupu tepla, který je měřen na teplém modelu. Tato shoda nemusí platit pro celý rozsah tlaků, průtoků chladicí vody a také pro různé teploty chlazeného povrchu.



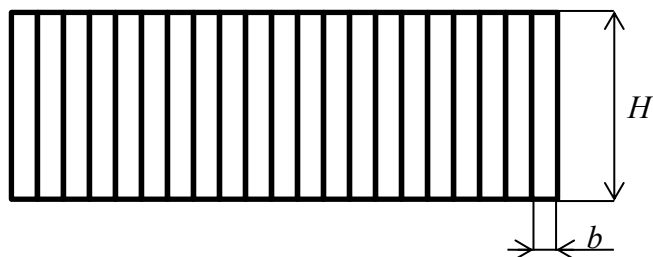
Numerické modely využívající jako okrajové podmínky lineární intenzitu ostříku budou vykazovat jiné rozložení teplot než modely s použitím plošné intenzity ostříku. Na fotografii obr. 24 je zachyceno teplotní pole sochorového předlitku, na kterém lze vidět chlazená místa pod kuželovými tryskami. Při použití vyšších tlaků chladicího média se uprostřed ostřikového obrazce utvoří kráter, ve kterém dopadá méně vody na povrch, než ve větší vzdálenosti od středu trysky, kde dosahuje intenzita maximální hodnoty.



Obr. 24. Teplotní pole předlitku. Foto: J. Kuběna

### 6.1.1 Postup měření lineární intenzity ostříku

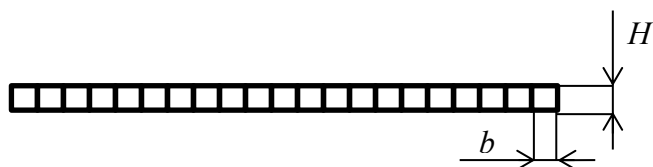
Pro měření lineární intenzity ostříku byl stanoven následující postup. Testovaná tryska se nejprve připevní na potrubní systém, který ji zásobuje studenou vodou z uzavřeného okruhu. Trysku je nutno vůči štěrbinové komoře vystředit a nastavit také její správnou vzdálenost od povrchu komory. Každá z 21 (obr. 25) štěrbin je spojena s odměrnou nádobou pomocí gumové hadičky, která odvádí chladicí vodu. Jakmile je spuštěna chladicí voda je nutno nastavit její požadovaný tlak. Po nastavení tlaku je spuštěn posuv trysky směrem vzhůru, což simuluje relativní pohyb předlitku reprezentovaného štěrbinovou komorou. Během svého pohybu prochází celý ostřikový obrazec přes štěrbinovou komoru, která jímá chladicí vodu. Po průjezdu trysky je zastavena voda a každá z 21 odměrných nádob je zvážena na digitální váze. Do vyhodnocovacího programu je automaticky zapsána hmotnost přírůstku vody. Tato hodnota je poté použita pro výpočet objemu vody připadajícího na jednotlivé štěrbin. Znalost objemu vody je nutná pro výpočet lineární intenzity ostříku dané trysky. Měření lineární intenzity ostříku byla podrobena celá řada jednosložkových trysek včetně dvojic v takové konfiguraci, v jaké se vyskytují na reálném licím stroji. Tabulka 2 v kapitole 6. 1. 3 udává přehled testovaných trysek [49].



Obr. 25. Štěrbínová komora – lineární intenzita ostříku

### 6.1.2 Postup měření plošné intenzity ostříku

Pro měření plošné intenzity ostříku byl modifikován studený model a také byla změněna metodika odběru chladicí vody. Výška štěrbinové komory (obr. 26) byla snížena na 19 mm. Počáteční operace jako montáž trysky, nastavení tlaku chladicí vody a vzdálenosti od povrchu štěrbinové komory jsou stejné jako v případě měření lineární intenzity ostříku. Po zapnutí posuvu trysky je vždy online zaznamenáván aktuální přírůstek hmotnosti vody v odběrné nádobě. Poté se provede derivace množství podle času. Derivace představuje dopadající množství vody na plochu štěrbinu za čas. Jelikož je model vybaven pouze jednou digitální váhou je nutno provést toto měření vždy pro každou komoru zvlášť. Tento postup je energeticky i časově několikanásobně náročnější v porovnání s měřením lineární intenzity chlazení. Z těchto důvodů byly testovány pouze dvě jednosložkové trysky. Výsledky této testovací metody jsou v porovnání s klasickou metodou poněkud deformovány. Deformace může být způsobena vlivem nerovnoměrného stékání jednotlivých kapiček vody ze štěrbin přes gumovou hadičku do odběrné nádoby. Metoda vyžaduje použití co nejmenší výšky štěrbin, což zmenšuje množství zachycené vody a s tím klesá také přesnost měření [49].



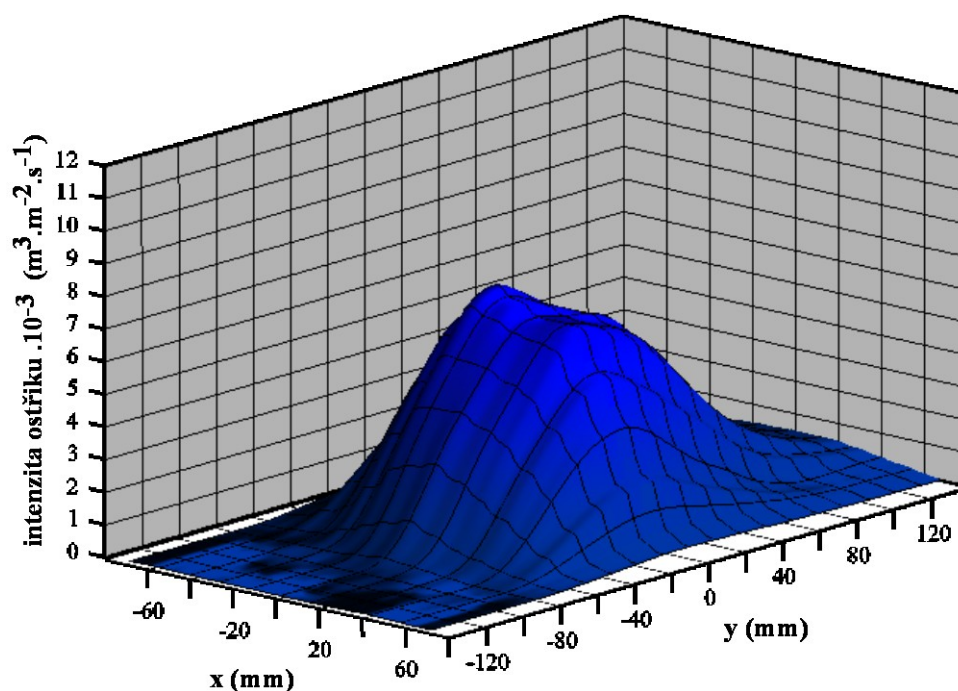
Obr. 26. Štěrbinová komora – plošná intenzita ostříku

Výpočet plošné intenzity ostříku, v daném místě po šířce předlitku, je prováděn dle následujícího vzorce:

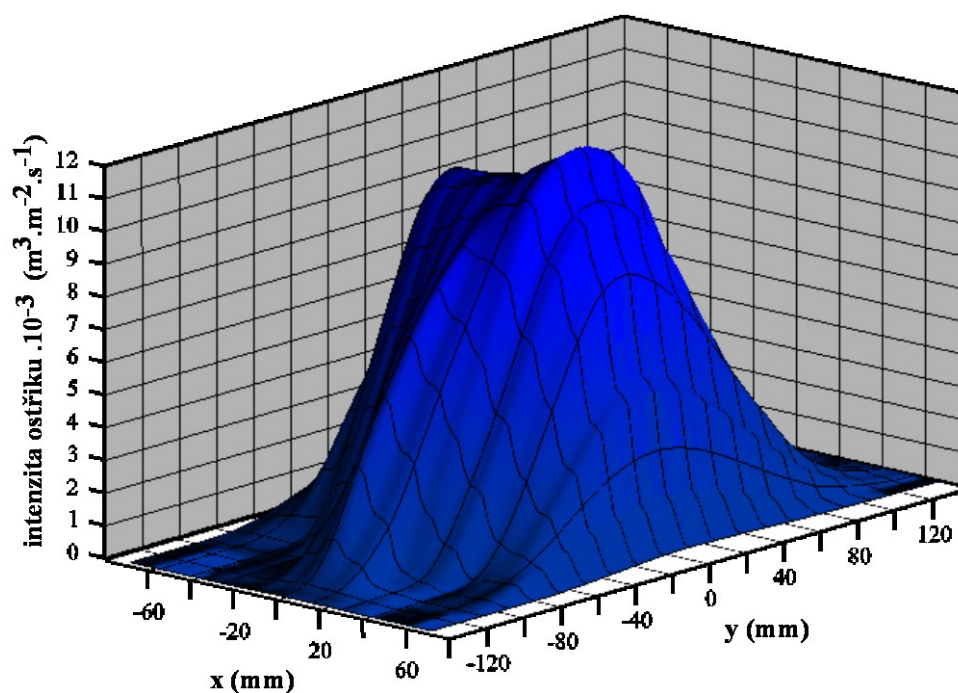
$$I_{si} = \frac{1}{\rho \cdot b \cdot h} \cdot \frac{dm_i}{d\tau} \quad (\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (43)$$

kde  $b$  je šířka štěrbin (m),  
 $h$  - výška štěrbin (m),  
 $\rho$  - hustota chladicí vody ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ),  
 $\frac{dm_i}{d\tau}$  - derivace hmotnosti podle času ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ ).

Výsledky měření plošné intenzity ostříku na modelu s pojezdem trysky jsou uvedeny v následujících grafech (obr. 27 a 28). Grafy jsou zpracovány v programu Grapher<sup>TM</sup> verze 7 firmy Golden Software, Inc. Program je na katedře tepelné techniky používán také pro grafické znázornění závislosti velikosti součinitele přestupu tepla, měřeného na teplém fyzikálním modelu. Byly testovány dvě trysky 2545 a 5045 při tlaku 4 bary a vzdálenosti 102 mm od štěrbinové komory. Grafy potvrdily vliv velikosti objemového průtoku chladicí vody na velikost plošné intenzity ostříku daných trysek. Oba grafy mají shodně zvolené měřítku na ose  $z$ , která reprezentuje velikost plošné intenzity ostříku, tak aby byl vidět evidentní rozdíl mezi chladicími účinky jednotlivých trysek.



Obr. 27. Plošná intenzita ostříku – tryska 2545



Obr. 28. Plošná intenzita ostříku – tryska 5045

Pro zvýšení přesnosti měření je nutno prodloužit čas měření, který se již teď pohybuje v řádu hodin. Jako další směr ve výzkumu studených charakteristik trysek je v současné době konstruován a ověřován nový typ fyzikálního modelu využívajícího k pohybu trysky vůči jednomu sběrnému otvoru průmyslového robota obr. 29 [50].

Výpočet plošné intenzity v případě měření s pomocí robota se provádí dle rovnice:

$$I_{si} = \frac{1}{\rho \cdot S} \cdot \frac{\Delta m_i}{\Delta \tau} \quad (\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (44)$$

kde  $\Delta \tau$  je přírůstek času v jednotlivých krocích skenovacího obrazce (s),  
 $\Delta m_i$  - přírůstek hmotnosti vody ve sběrné nádobě (kg),  
 $\rho$  - hustota chladicí vody ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ),  
 $S$  - plocha sběrného otvoru ( $\text{m}^2$ ).



Obr. 29. Testovací zařízení s robotem

Studené fyzikální modely je možno použít pro zhodnocení ostřikových charakteristik používaných trysek s ohledem na rovnoměrnost a intenzitu ostřiku po obvodu předlitku nebo pro návrh nových variant rozmístění trysek sekundární oblasti chlazení a jako okrajové podmínky pro jednotlivé numerické modely.

### Výsledky měření na studeném fyzikálním modelu

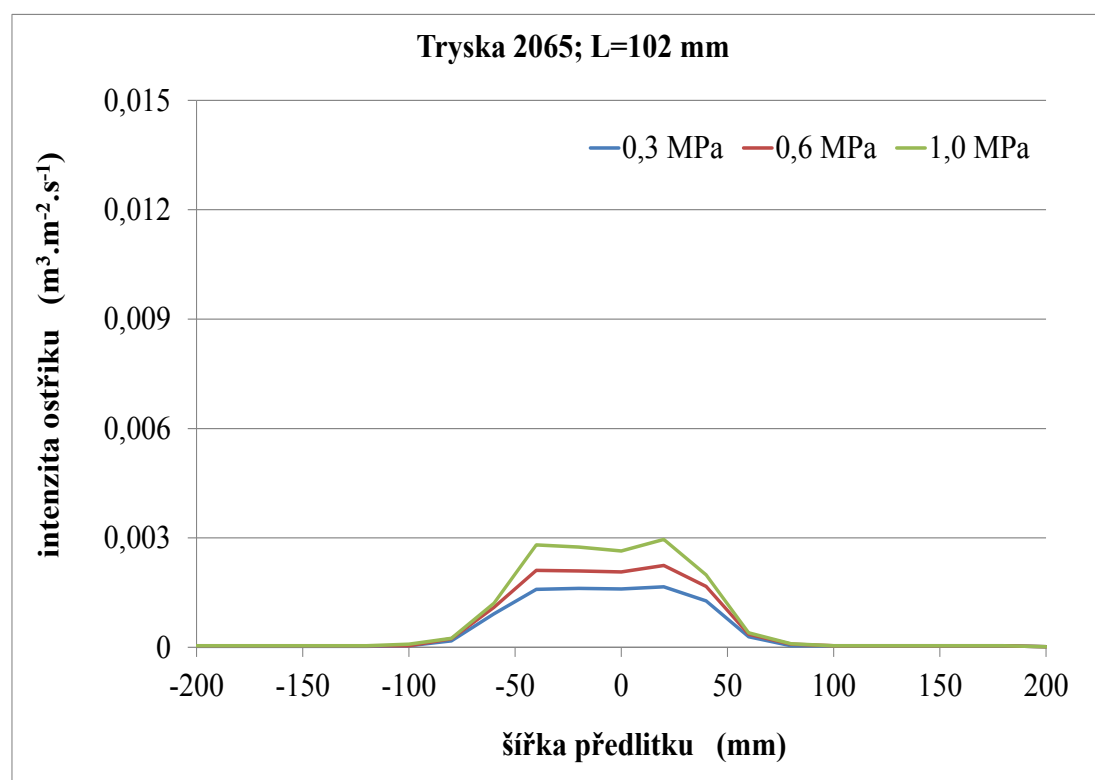
Výsledky měření lineární intenzity ostřiku na studeném fyzikálním modelu chlazení jsou zpracovány v programu MS Excel verze 2010 a jsou seřazeny dle velikosti a vzdálenosti trysky od měřeného povrchu. Parametry testování byly voleny s ohledem na skutečnou provozní konfiguraci jednotlivých chladicích sekcí v sekundární oblasti. Přehled testovaných typů trysek a parametry testování jsou uvedeny v následující tabulce.

Tabulka 2. Parametry testování na studeném fyzikálním modelu

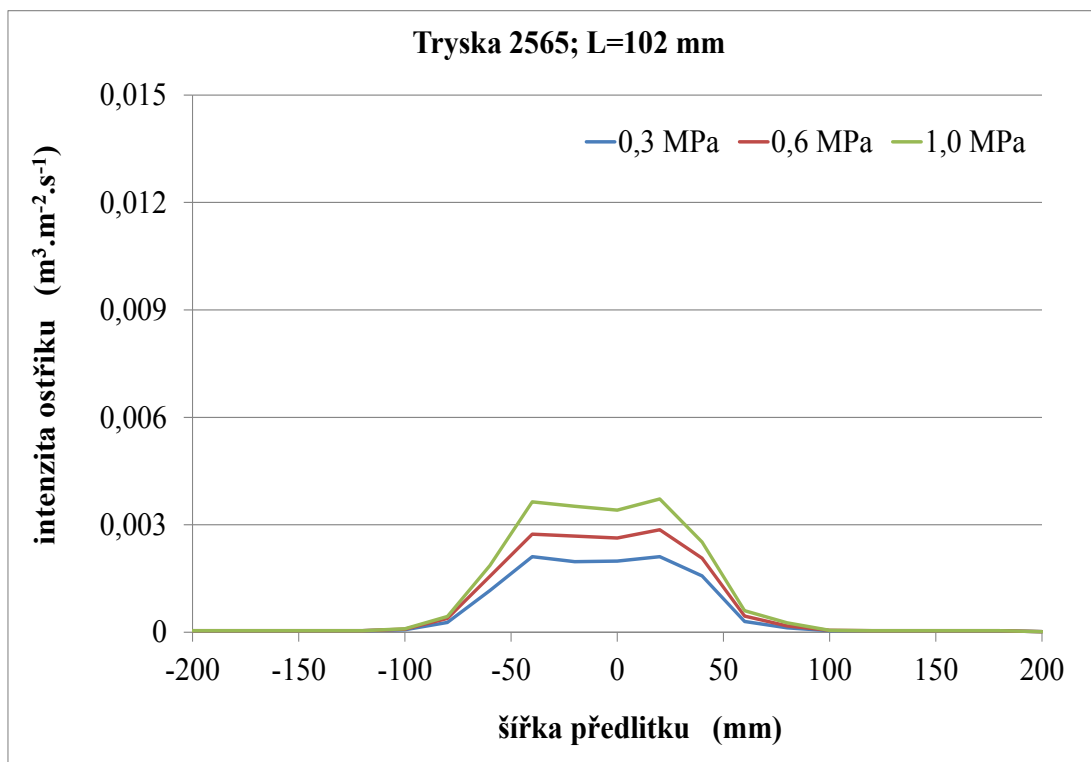
tryska	úhel rozstříku (°)	tlak chladicí vody „p“ (MPa)	vzdálenost „L“ (mm)
20	65	0,3; 0,6; 1	102
25	65	0,3; 0,6; 1	102
30	65	0,3; 0,6; 1	102

Tabulka 2. Pokračování tabulky

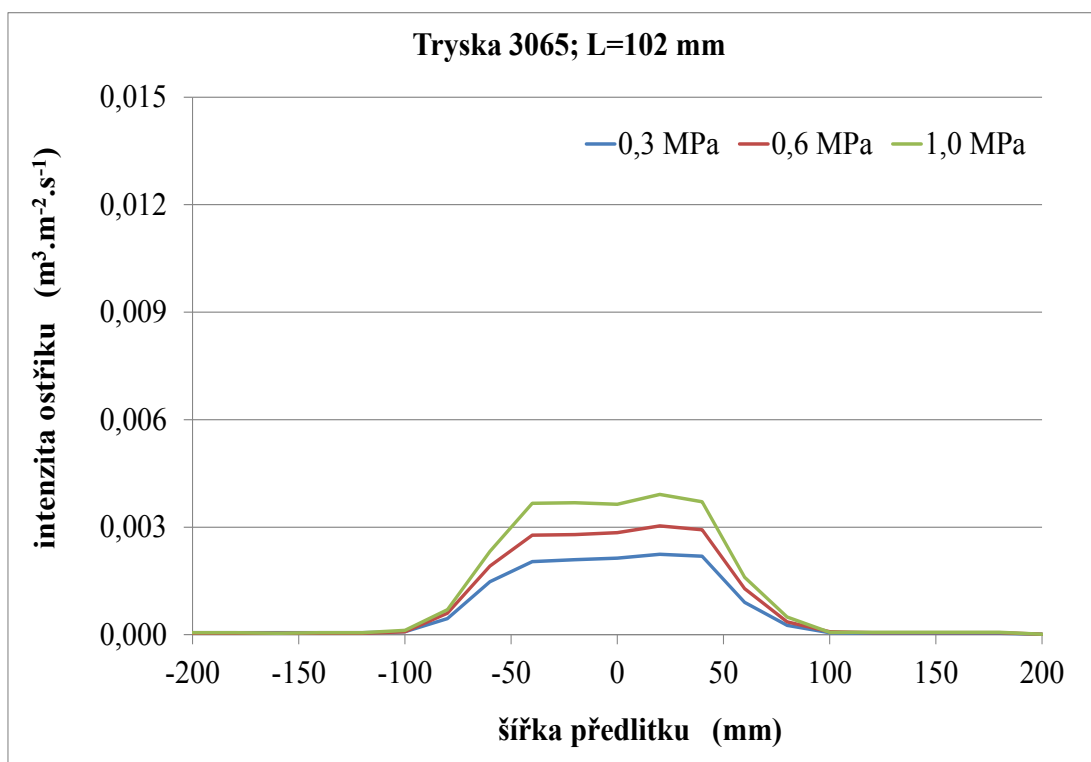
30	65	0,5; 1; 1,5	118
40	65	0,5; 1; 1,5	79
50	65	0,5; 1; 1,5	79
80	65	0,5; 1; 1,5	79
100	65	0,5; 1; 1,5	79
20	45	0,3; 0,6; 1	102
25	45	0,3; 0,6; 1	102
30	45	0,3; 0,6; 1	102
30	45	0,5; 1; 1,5	118
50	45	0,5; 1; 1,5	79



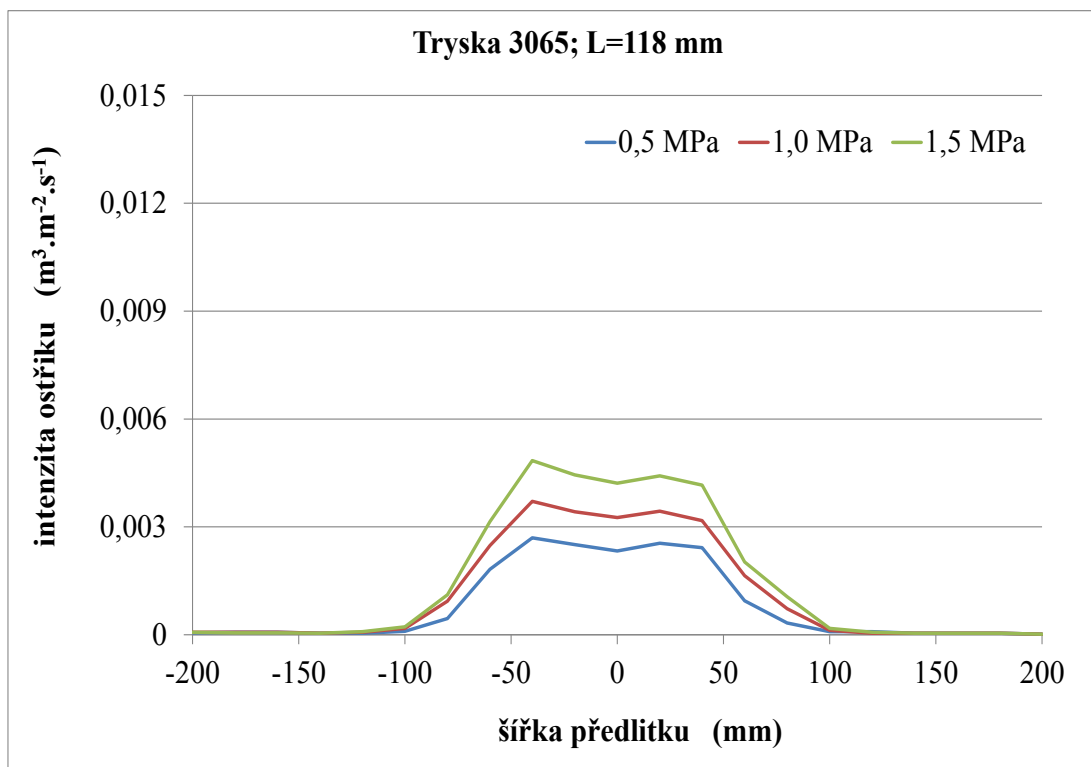
Obr. 30. Lineární intenzita ostříku – 2065



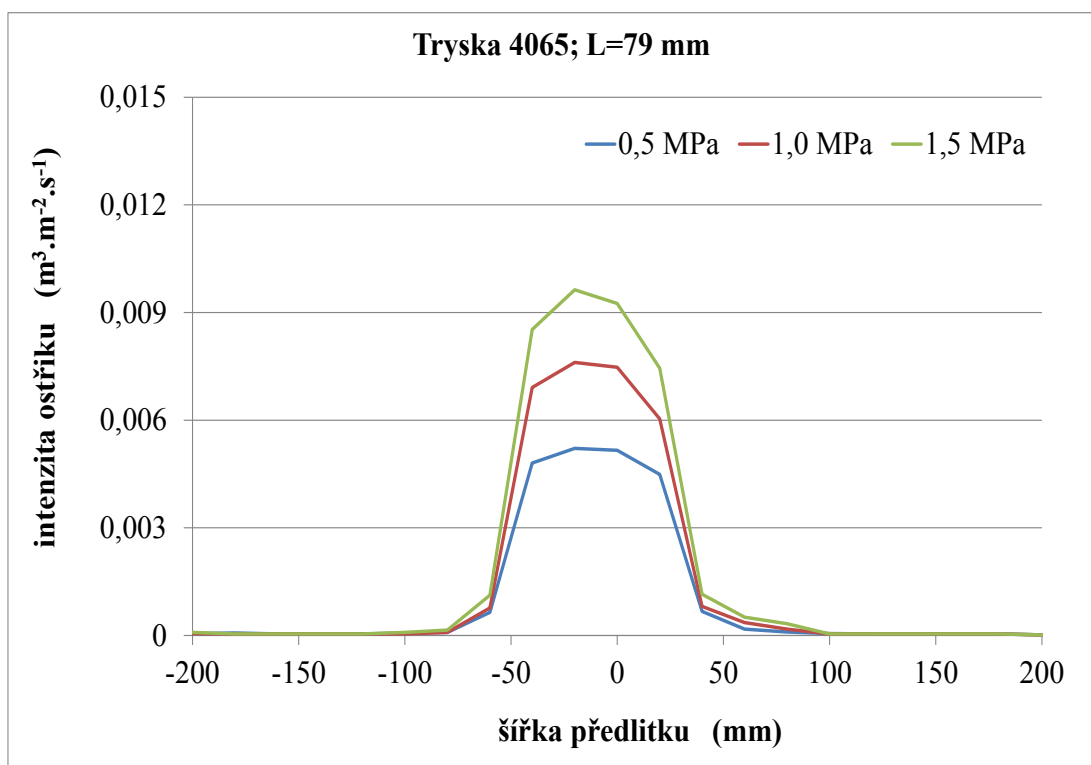
Obr. 31. Lineární intenzita ostříku – tryska 2565



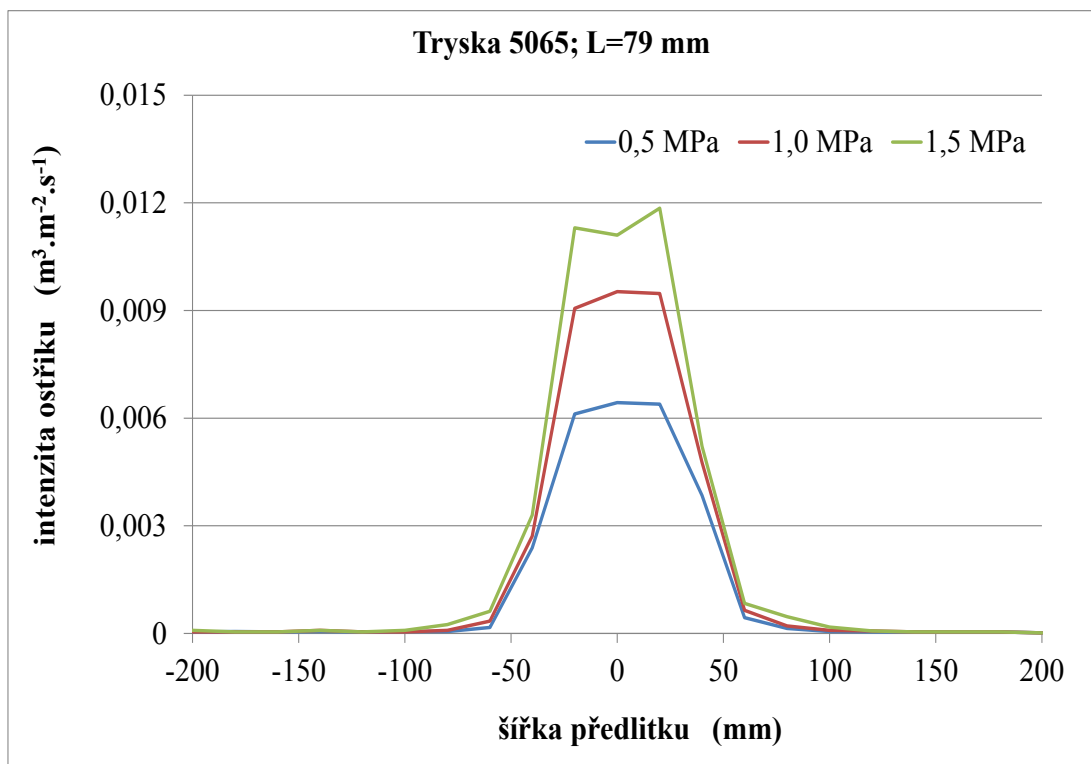
Obr. 32. Lineární intenzita ostříku – 3065



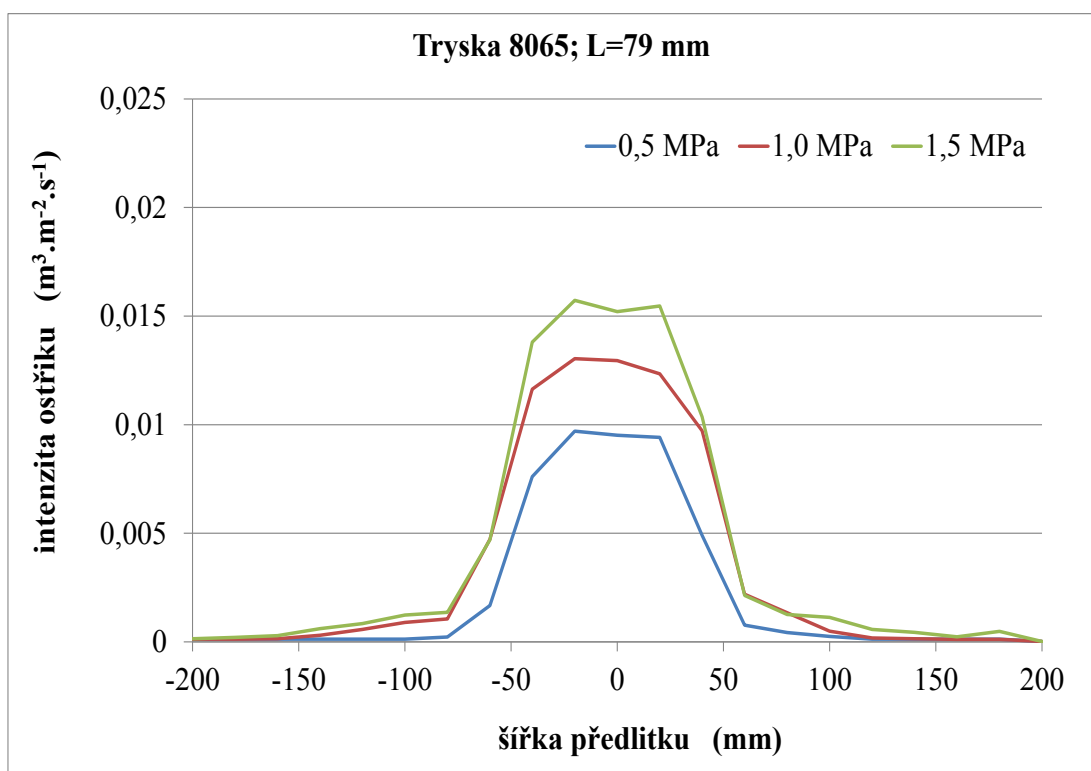
Obr. 33. Lineární intenzita ostříku – tryska 3065



Obr. 34. Lineární intenzita ostříku – 4065

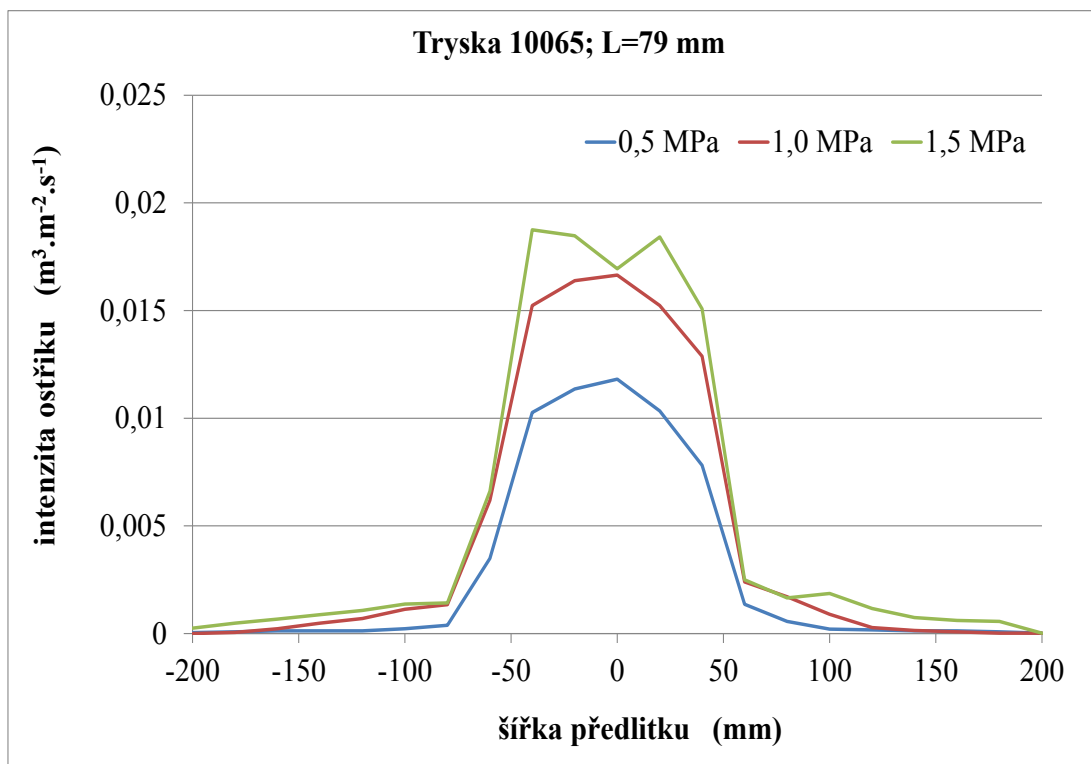


Obr. 35. Lineární intenzita ostříku – 5065

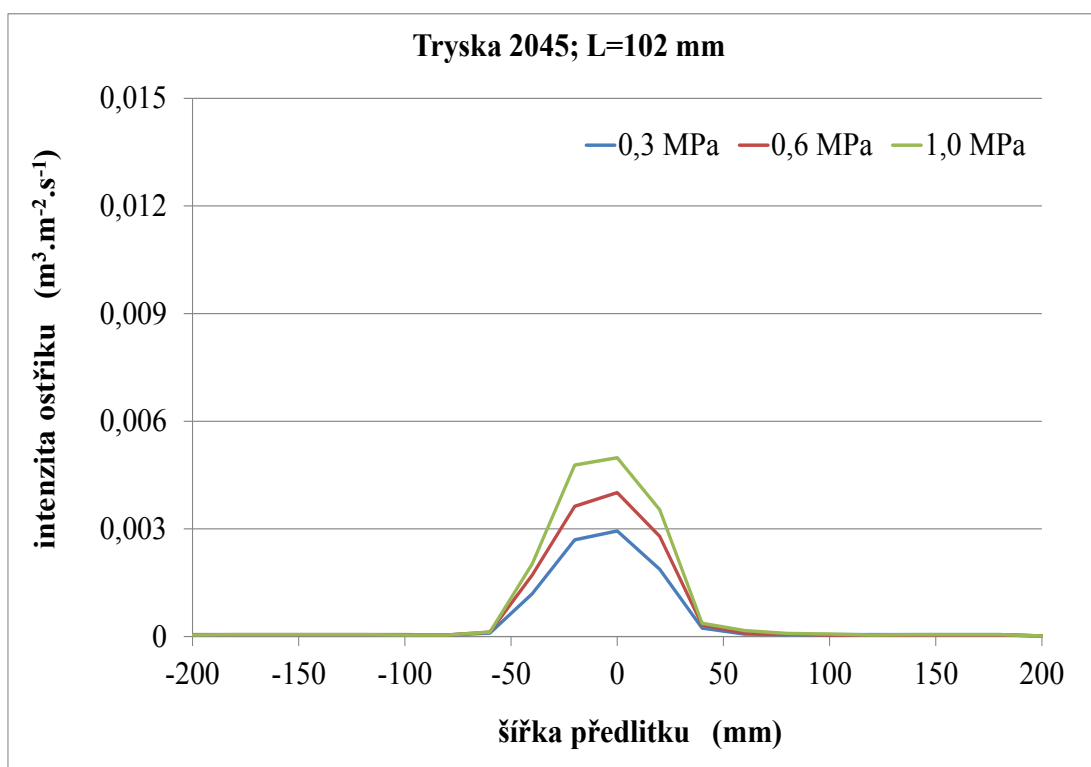


Obr. 36. Lineární intenzita ostříku – 8065

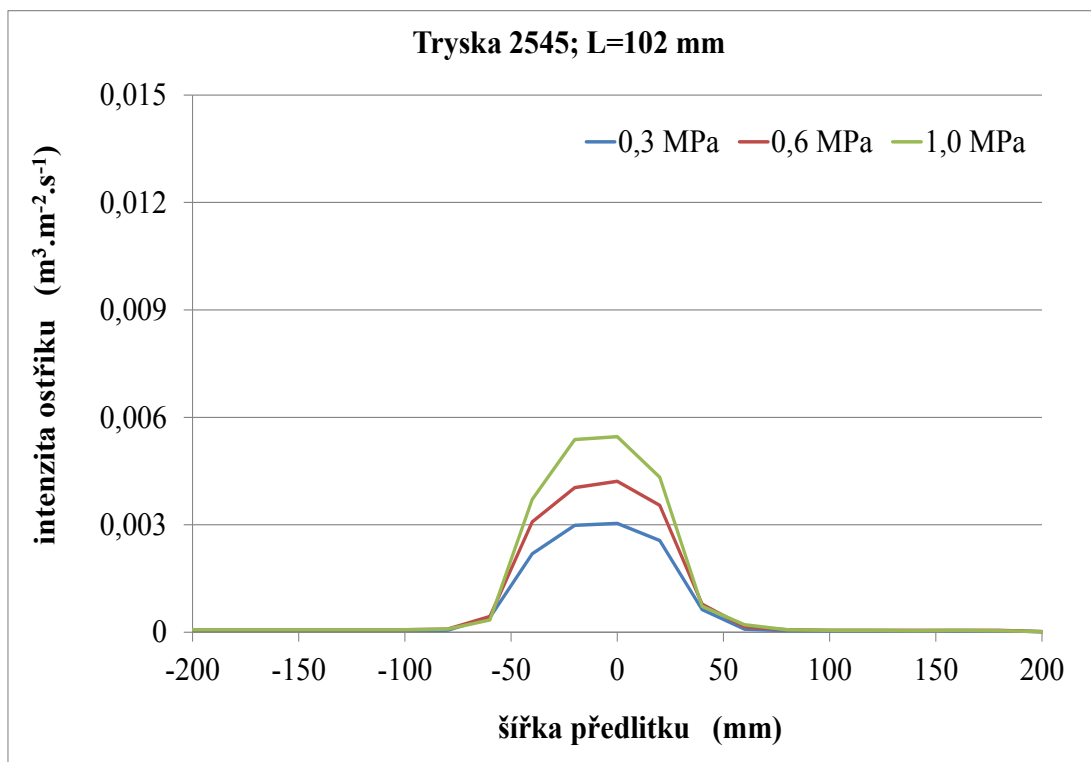




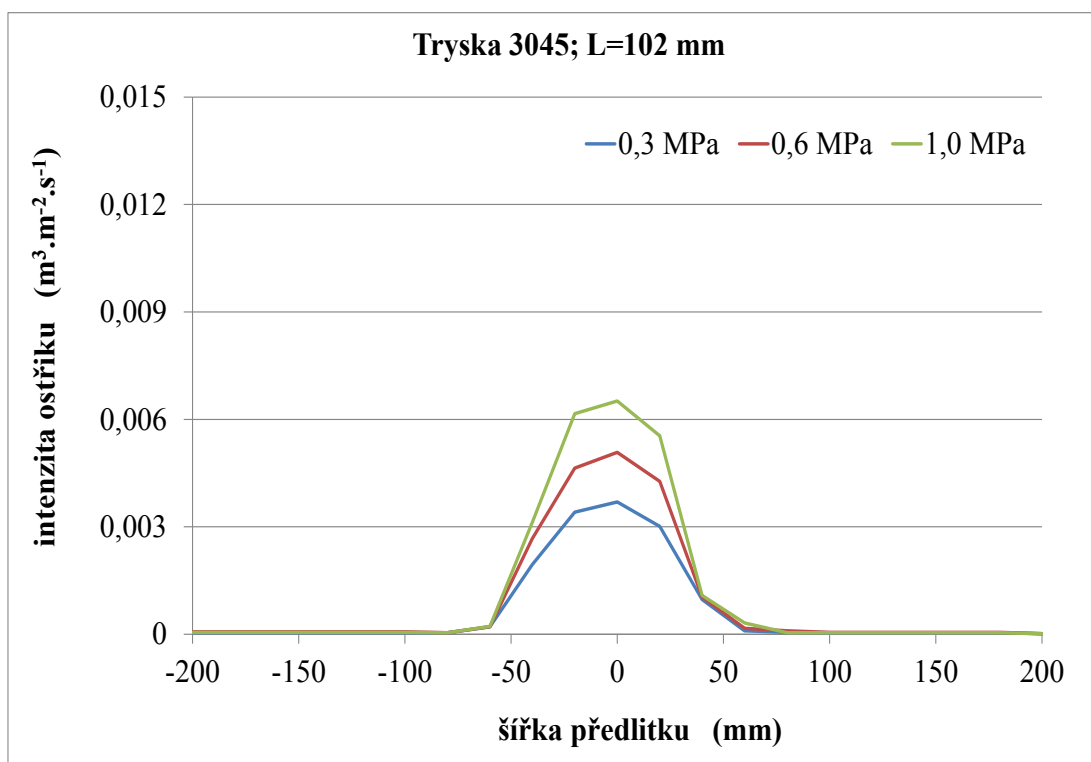
Obr. 37. Lineární intenzita ostříku – 10065



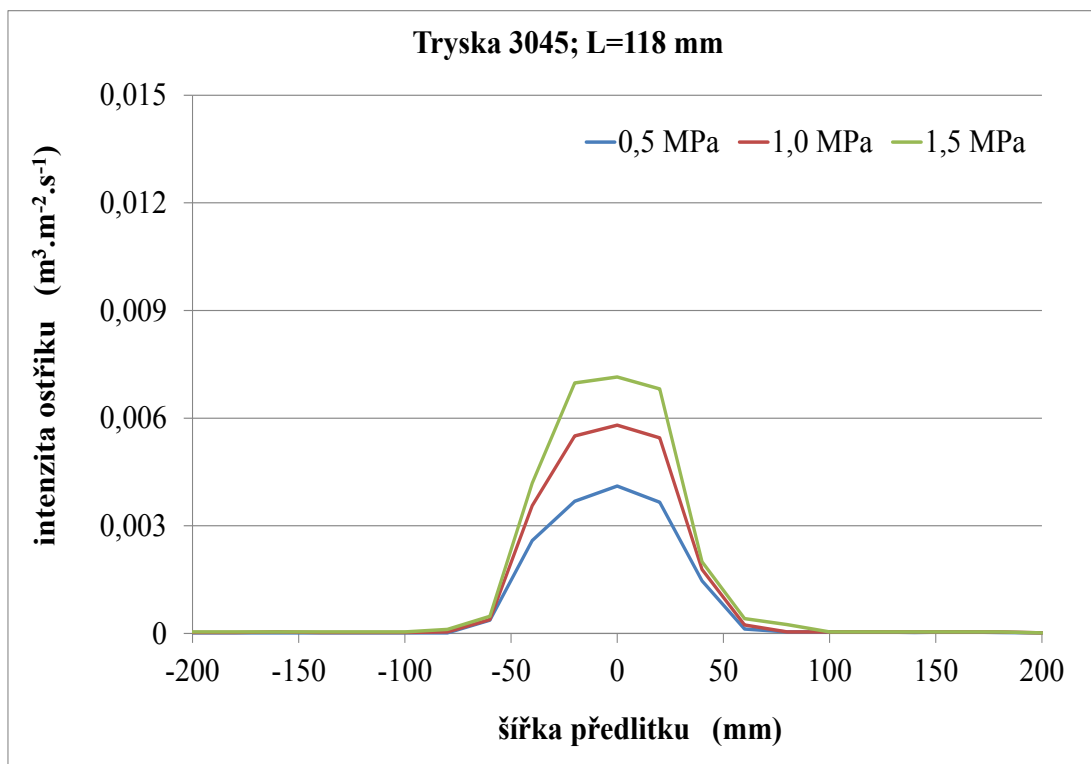
Obr. 38. Lineární intenzita ostříku – 2045



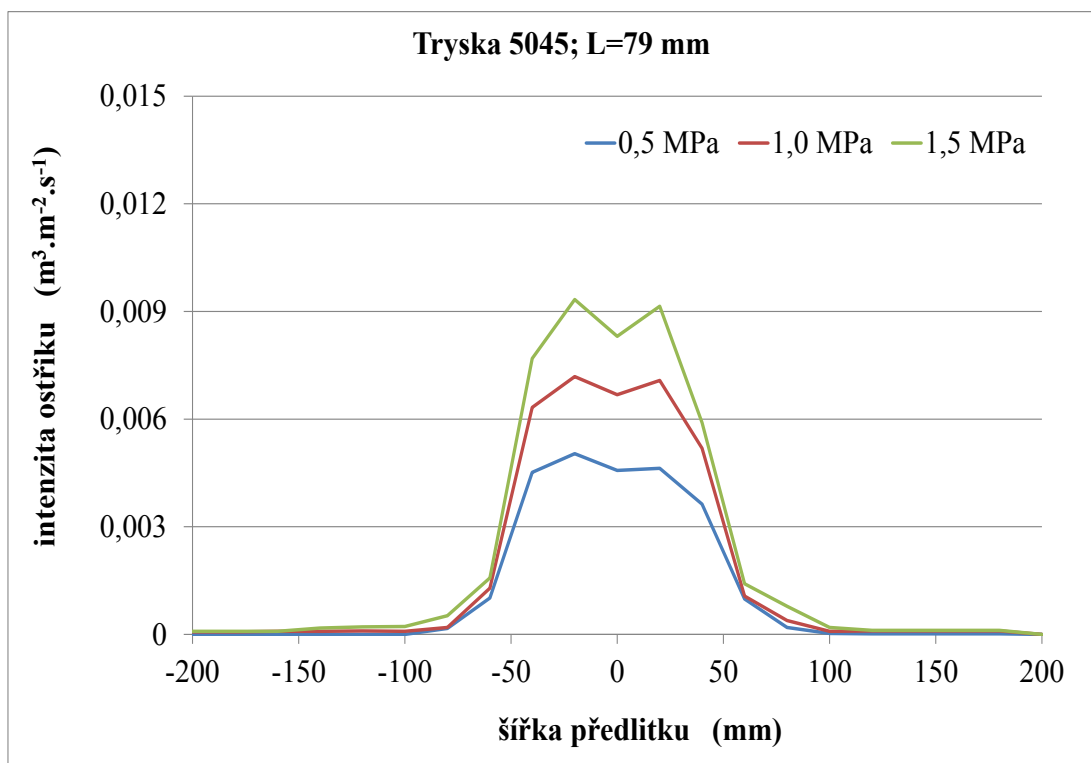
Obr. 39. Lineární intenzita ostříku – 2545



Obr. 40. Lineární intenzita ostříku – 3045



Obr. 41. Lineární intenzita ostříku – 3045



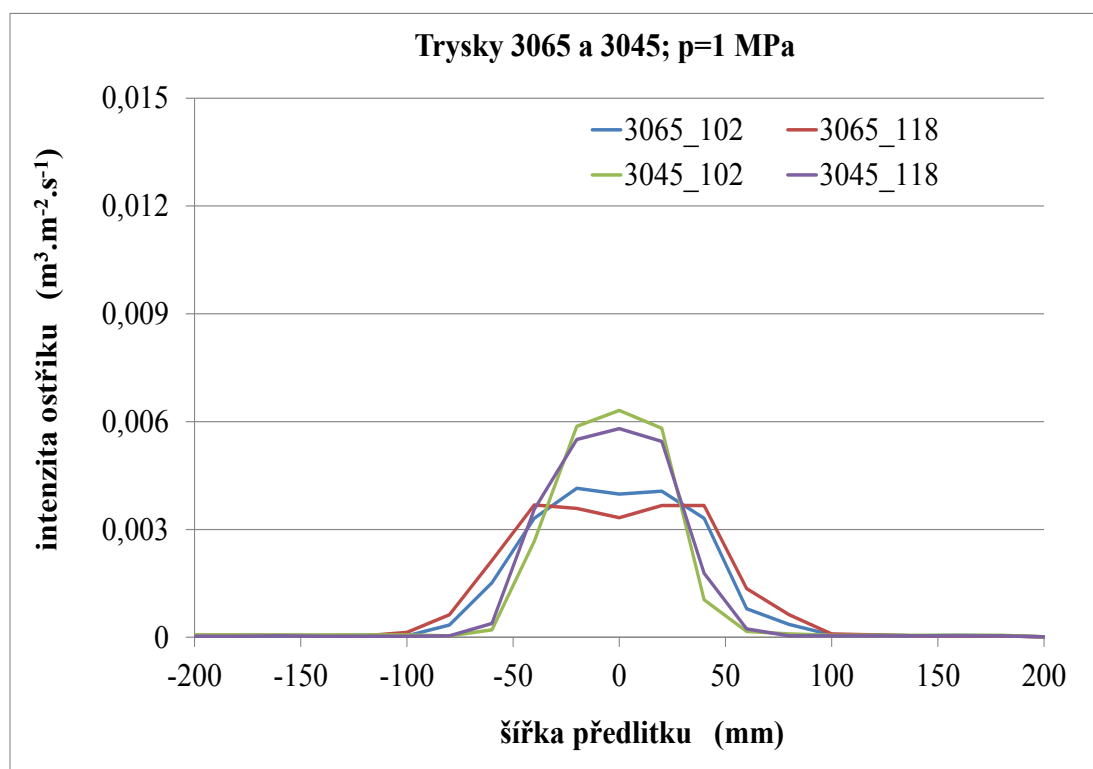
Obr. 42. Lineární intenzita ostříku – 5045

Předcházející grafy (obr. 30 až 42) popisují závislost lineární intenzity ostříku na tlaku a průtoku chladicí vody nových jednosložkových trysek, pro které je charakteristická značná symetrie ostříkových charakteristik v závislosti na změně tlaku vody. Pro větší přehlednost je

u trysek 10065 a 8065 zvoleno jiné měřítko na ose  $y$ , které respektuje vyšší lineární intenzitu ostříku. Jako vztažného rozměru do výpočtu plochy ostříku je ve všech případech použit jednotkový rozměr. U trysek s větším průtokem chladicí vody lze pozorovat, při vyšším tlaku chladicí vody, tvorbu kráteru ve středu ostříkového obrazce, což může být způsobeno změnou charakteru proudění vody uvnitř tělesa trysky. Ze srovnání dosahovaných lineárních intenzit ostříku testovaných trysek lze konstatovat, že trysky s větším průtokem chladicí vody dosahují vyšších hodnot intenzity ostříku. Je tedy zřejmé, že pokud bude požadavek na přívod stejného množství chladicí vody na povrch předlitku, musejí být menší trysky rozmístěny ve větším počtu vedle sebe. Množství chladicí vody ovšem nemusí vypovídat o skutečné intenzitě odvodu tepla. Při menších tlacích chladicí vody lze předpokládat vznik kapiček větších rozměrů, které mohou mít nižší chladicí účinek. Tento jev by bylo možno sledovat s použitím vysokorychlostní kamery, která v současné době nebyla k dispozici.

Následující grafy popisují vliv závislosti jednotlivých provozních parametrů pro trysku 5065, která je obvykle používána v horní části sekundární oblasti chlazení. Jsou zde graficky znázorněny závislosti lineární intenzity ostříku na rozstřikovém úhlu a vzdálenosti a u dvou trysek také vliv otočení trysky o  $0^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $180^\circ$  a  $270^\circ$  vůči její ose.

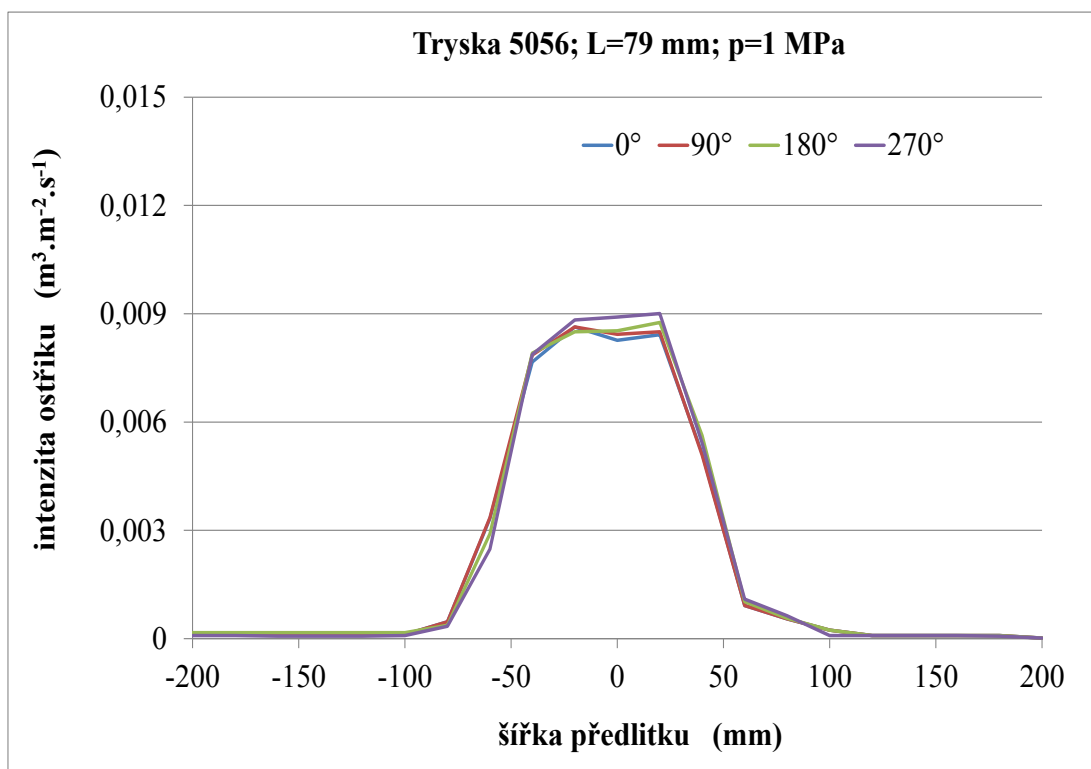
Rozstřikový úhel trysky ovlivňuje výslednou šířku ostříkového obrazce při zachování konstantního množství dopadající chladicí vody na povrch štěrbinové komory. Z obr. 43 je evidentní, že plochy pod jednotlivými křivkami jsou prakticky shodné. Plocha pod křivkou reprezentuje množství dopadající vody. Obdobných výsledků bylo dosaženo i při testování ostatních typů trysek. Trysky s menším rozstřikovým úhlem musejí být rozmístěny na chladicích rampách blíže u sebe za současného zachování konstantního průtoku chladicí vody.



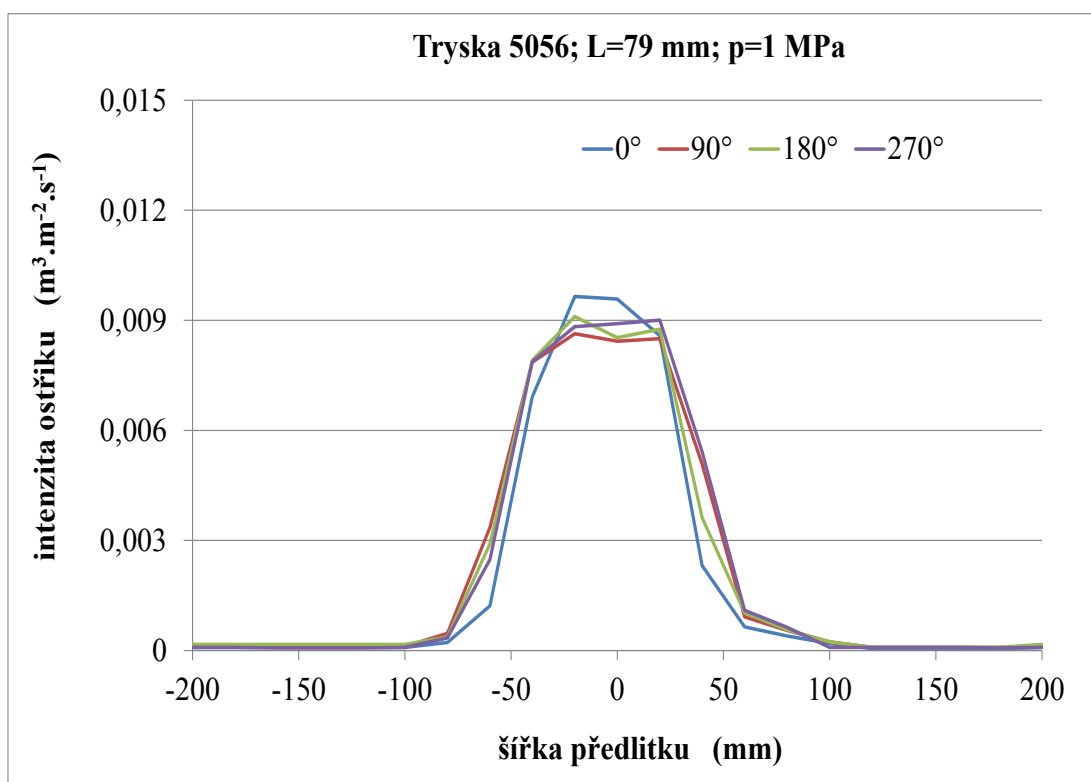
Obr. 43. Lineární intenzita ostříku – vliv vzdálenosti od chlazeného povrchu

Na obrázcích 44 a 45 je znázorněn vliv natočení trysky na chladicí rampě. V prvním případě lze pozorovat nepatrný vliv natočení ve středu ostříkového obrazce, pro druhý případ je tento vliv již větší, což lze vysvětlit určitou konstrukční vadou dané trysky. Z provedených

testovacích měření vlivu natočení trysek lze doporučit nutnost zachování stejného natočení trysky, jak pro testování na studeném modelu, tak pro testování na teplém modelu. Tento sledovaný parametr však nemá vliv na výsledný odvod tepla z chladnoucího předlitku.



Obr. 44. Lineární intenzita ostříku – vliv otočení trysky A



Obr. 45. Lineární intenzita ostříku – vliv otočení trysky B

### 6.1.3 Chemická analýza vnitřního povrchu a usazenin použitých trysek

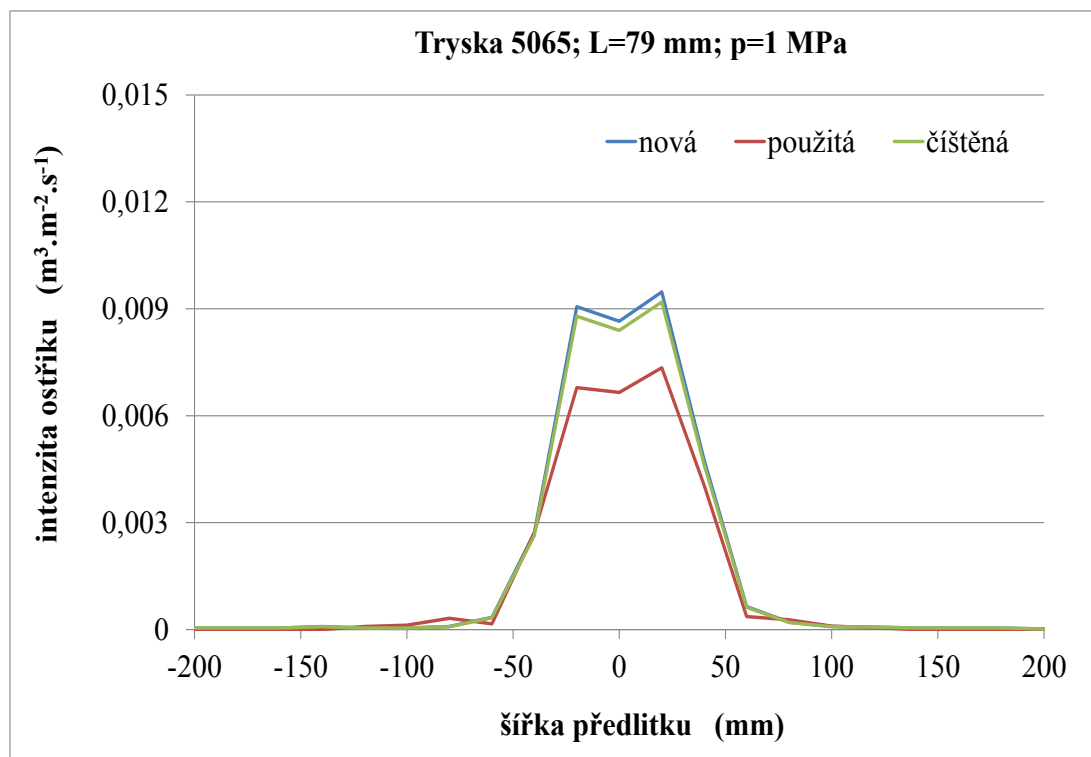
Na studeném fyzikálním modelu byl rovněž zkoumán vliv opotřebení jednotlivých trysek. Bylo provedeno několik zkušebních měření, které prokázaly sníženou účinnost trysek v důsledku jejich zanášení během provozu. Při hledání příčin zanášení trysek proběhla také chemická analýza povrchů vybraných trysek a rovněž usazenin, odebraných z použitých trysek.

Na fotografiích obr. 46 jsou uvedeny nové, použité a vyčištěné jednosložkové trysky. Čištění trysek bylo prováděno v ultrazvukové čističce za současného působení zředěného čisticího roztoku na rez a vodní kámen.



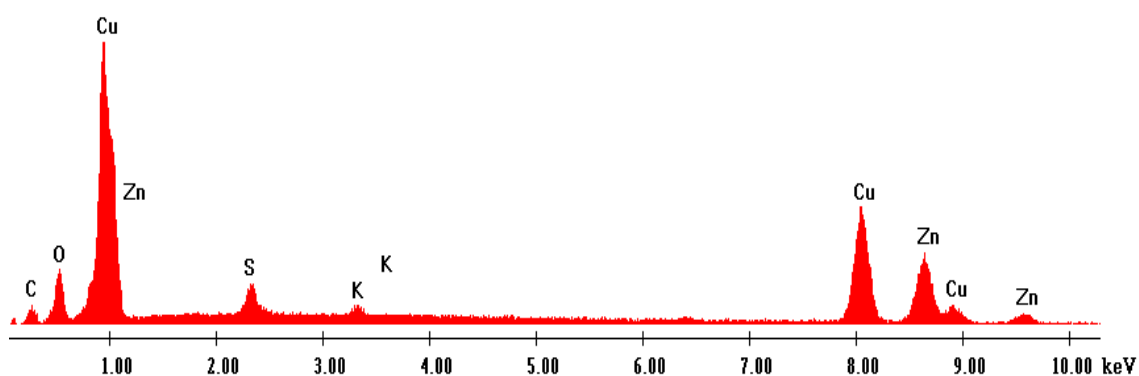
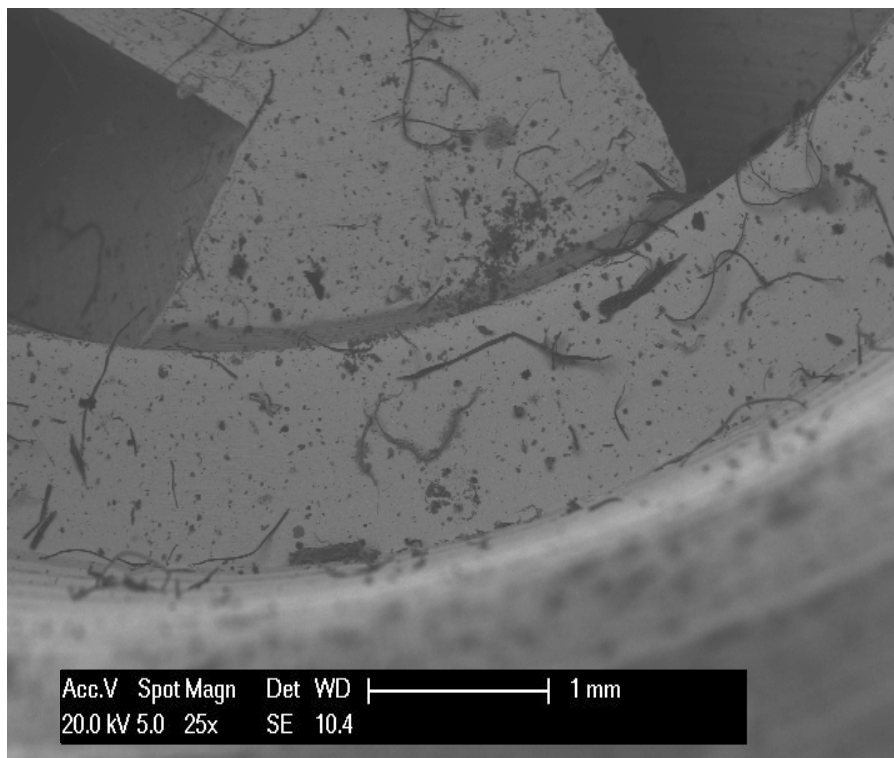
Obr. 46. Jednosložkové kuželové trysky nová (1), použitá (2) a čištěná (3)

Na následujícím grafu (obr. 47) jsou znázorněny jednotlivé lineární intenzity ostříku nové, použité a čištěné trysky. Lze vidět, že čištění trysek použitou metodou je dostatečné pro obnovení přibližně původních hodnot intenzity ostříku. Z výsledků testovacích měření lze doporučit pouze jedno čištění použitých trysek, jelikož každé další čištění již nepřinášelo tak efektivní výsledky.



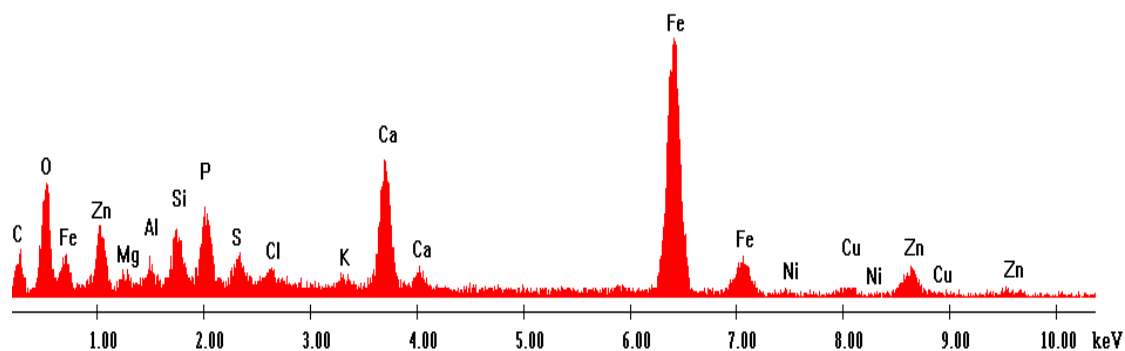
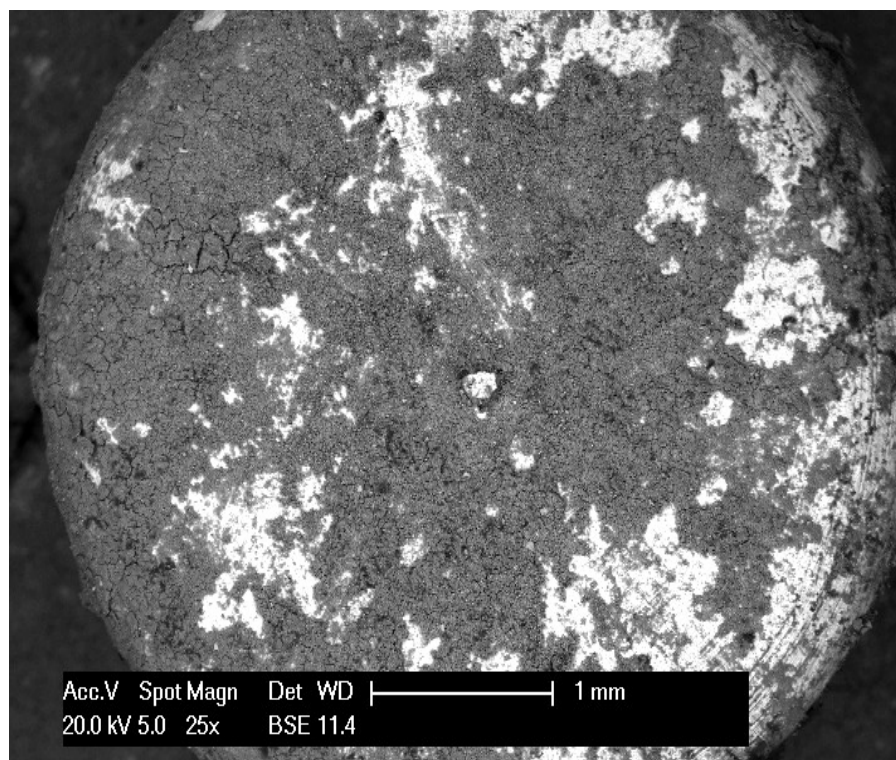
Obr. 47. Lineární intenzita ostříku – závislost na opotřebení

Tyto jednosložkové trysky byly dále podrobeny zkoumání skenovacím elektronovým mikroskopem zn. Philips XL. Skenovací elektronový mikroskop je vybaven RTG detektorem EDAX, který je schopen provádět chemickou mikroanalýzu povrchu měřeného vzorku v rozsahu prvků od uhlíku po uran. Výsledkem jsou obrázky povrchu trysek v daném zvětšení a RTG spektra, dokumentující výskyt jednotlivých chemických prvků na povrchu trysek.



Obr. 48. SEM fotografie a chemická analýza povrchu trysky – nová

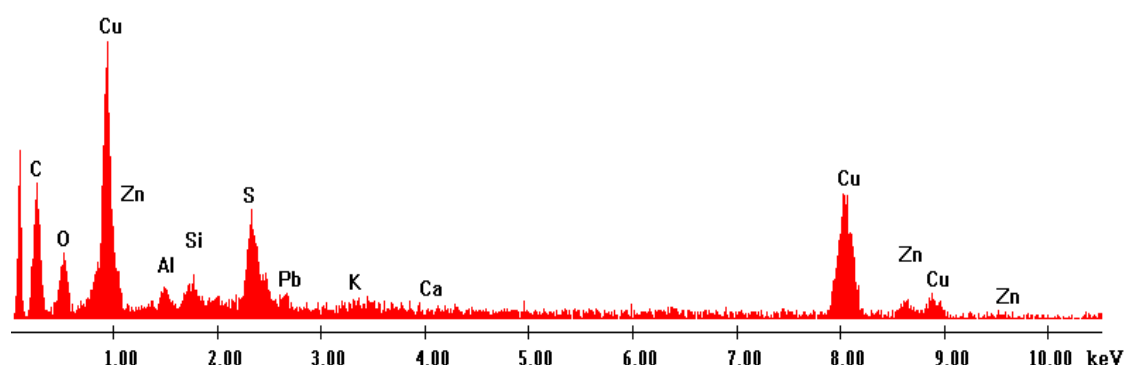
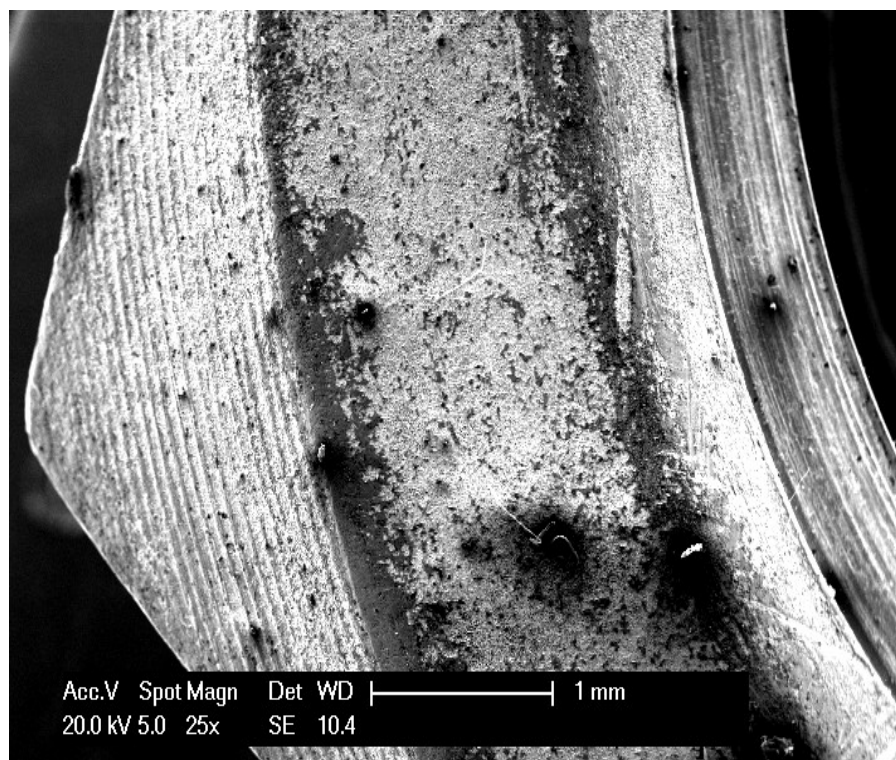
Na obr. 48 je uveden snímek povrchu nové trysky, který je pokryt pouze běžnými nečistotami ve formě prachových částic a vláken. Ve spodní části je znázorněno rozložení chemických prvků na vnitřním povrchu trysky. Z chemické analýzy plyne, že povrch trysky je složen převážně z mědi a zinku. Po převedení na procentuální vyjádření a zanedbání okolních nečistot je možno tvrdit, že se jedná o mosaz z 60 % Cu a 40 % Zn.



Obr. 49. SEM fotografie a chemická analýza povrchu trysky – použitá

Obr. 49 ukazuje snímek povrchu použité trysky, který je pokryt souvislou vrstvou chemických prvků, z nichž největší podíl připadá na železo. Dále se zde vyskytují vápník, draslík, křemík, fosfor a ve stopových koncentracích měď, zinek, hořčík a další prvky. Nízký výskyt Cu a Zn je způsoben pokrytím základního materiálu trysky souvislou vrstvou výše uvedených prvků.

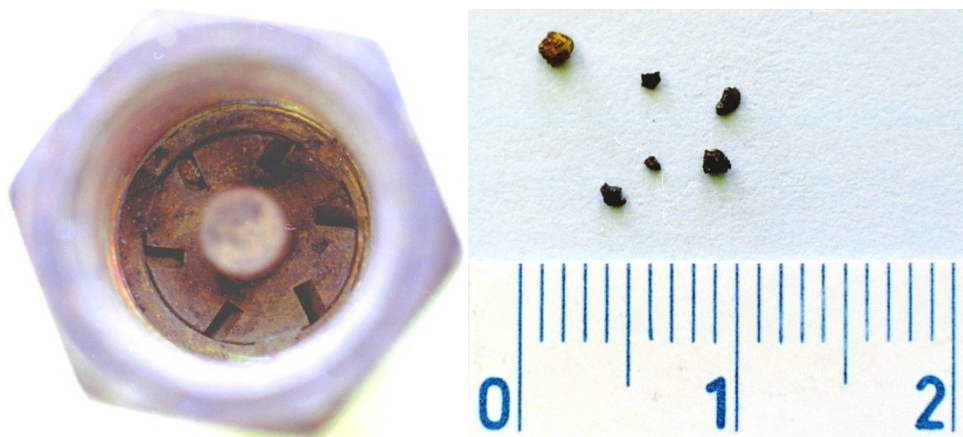




Obr. 50. SEM fotografie a chemická analýza povrchu trysky – čištěná

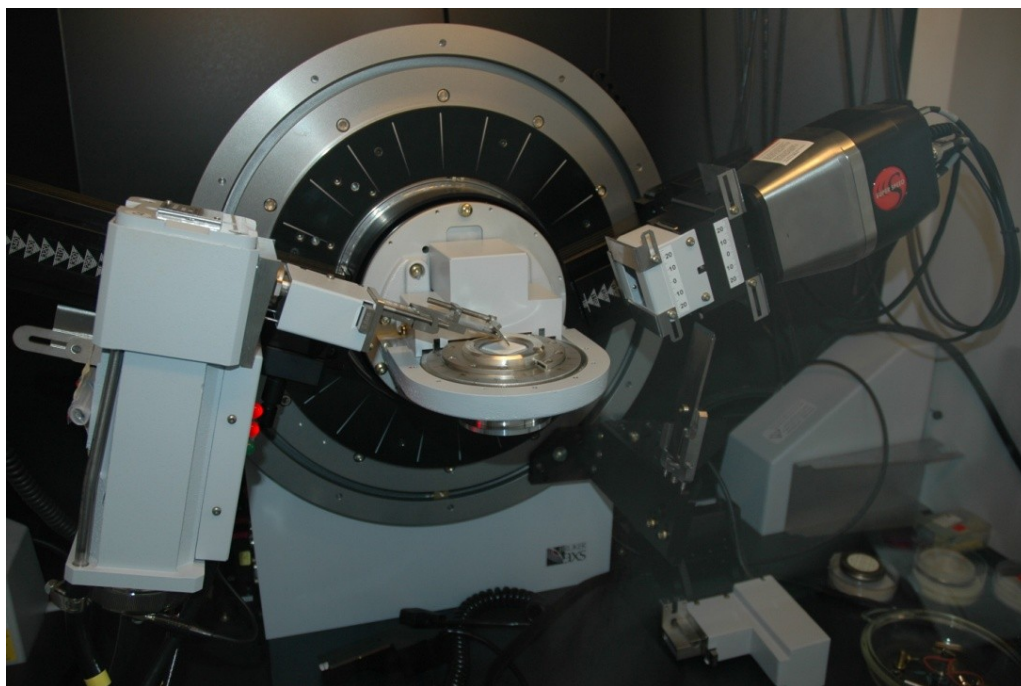
Na obr. 50 je snímek povrchu čištěné trysky. Z chemické analýzy a fotografií uvedených na obr. 46 lze usoudit, že vlivem čištění dochází ke snížení podílu zinku na povrchové vrstvě trysky. Tento povrch již vykazuje vzájemný poměr mědi a zinku 75:25.

Dále byla provedena RTG difrakční analýza usazenin (obr. 51), které byly odebrány z použité trysky. RTG difrakce pracuje na principu pružného rozptylu rentgenových paprsků dopadajících na krystalickou látku. Rozptýlené záření interferuje po odrazu na myšlených krystalových rovinách ve směru úhlu  $\theta$  splňujícího Braggovu podmínku, v závislosti na vlnové délce RTG záření  $\lambda$  a mezirovinné vzdálenosti  $d$ . Tyto difrakční úhly jsou charakteristické pro danou krystalovou strukturu a lze je použít pro identifikaci fázového složení krystalických materiálů.



Obr. 51. Použitá tryska a odebrané usazeniny

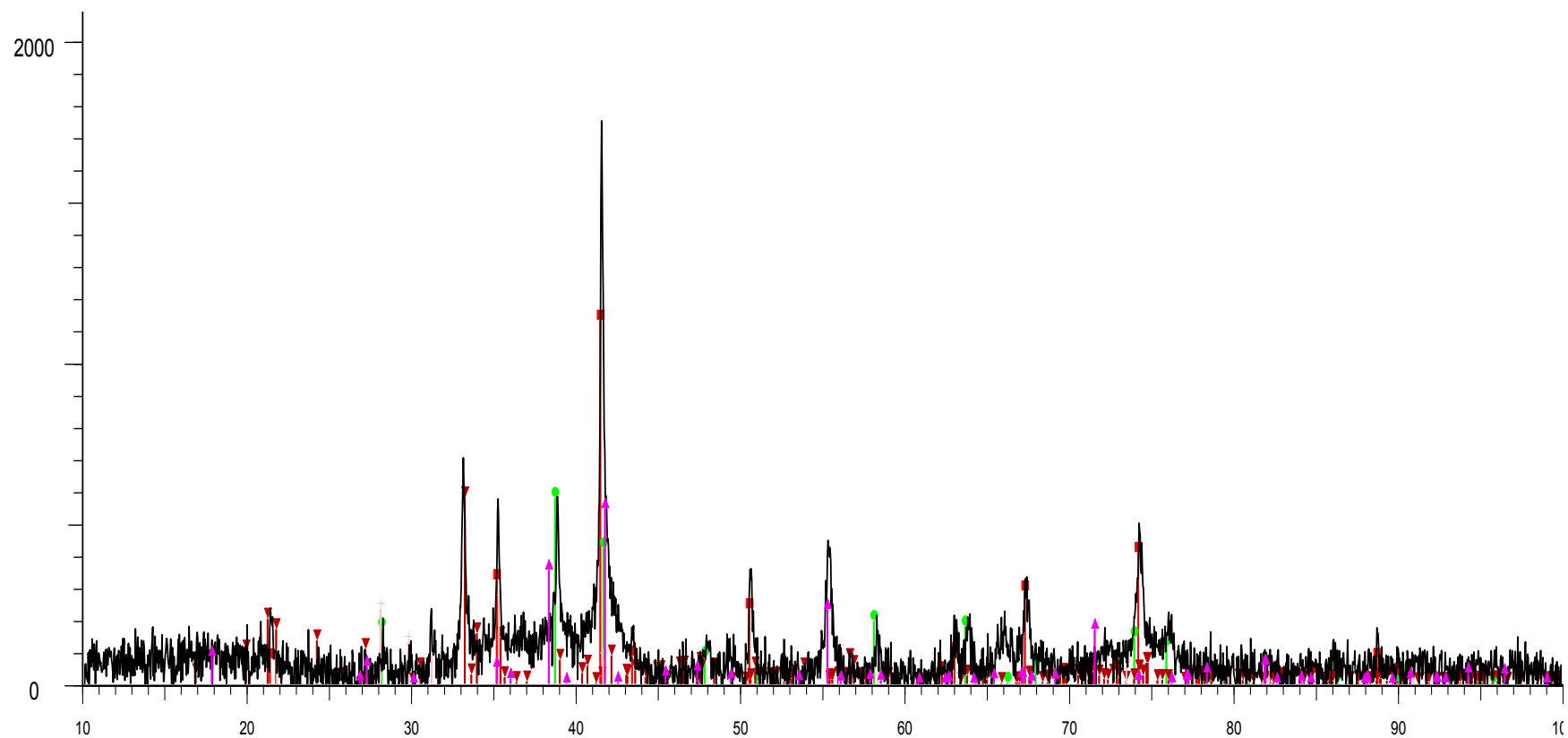
Odebraný vzorek usazeniny byl nejprve homogenizován rozetřením v achátové třecí misce. Pro účely analýzy byl práškový materiál umístěn do rotačního držáku difraktometru. Rentgenová prášková difrakční analýza byla provedena na přístroji Bruker D8 Advance typ (theta/ 2theta), vybaveném pozičně citlivým detektorem VANTEC. Na obr. 52. je zachycen pohled na kobaltovou lampu a detektor VANTEC během měření.



Obr. 52. Měření na RTG difraktometru: Bragg-Brentanova geometrie

Zdroj rentgenového záření byla kobaltová lampa ( $\lambda = 1,78897 \text{ \AA}$ ), žhavená při napětí  $U = 35 \text{ kV}$  proudem  $I = 25 \text{ mA}$ . Rozptyl primárního svazku paprsků byl omezen na  $0,6 \text{ mm}$  širokou štěrbinou. Sběr dat probíhal v módu Lock Coupled, s kontinuálním skenováním, kde velikost navoleného kroku se rovnala  $0,03^\circ 2\theta$ , s dobou expozice na každém kroku  $0,8 \text{ s}$ .

Pro určení poloh difrakcí na registrovaných rentgenových práškových difrakčních záznamech byl použit software DIFFRACplus BASIC (Bruker AXS.). Pro identifikaci a vyhodnocení přítomných fází byla použita databáze PDF 2 Release 2004 (International Centre for Diffraction Data) obsahující 163835 fází.



2-Theta - Scale

File: Usazenina.raw - Type: 2Th/Th locked - Start: 10.000 ° - End: 100.010 ° - Step: 0.033 ° - Step time: 184.5 s - Temp.: 25 °C (Room) - Time Started: 3 s - 2-Theta: 10.000 ° -

- Iron Oxide -  $\text{Fe}_3\text{O}_4$
- Hematite, syn -  $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$
- Kryzhanovskite, syn -  $\text{Fe}_3(\text{OH})_3(\text{PO}_4)_2$
- Calcium Iron Oxide Chloride -  $\text{Ca}_3\text{Fe}_2\text{O}_5\text{Cl}_2$
- Coeruleolactite [NR] -  $\text{CaAl}_6(\text{PO}_4)_4(\text{OH})_8 \cdot 4\text{H}_2\text{O}$

Obr. 53. Difrakční záznam usazeniny odebrané z trysky

Na předcházejícím difraktogramu (obr. 53) je uveden výsledek analýzy usazeniny z trysky. Z výsledků RTG difrakční analýzy usazeniny i z RTG spektrální analýzy vnitřního povrchu trysek vyplývá, že usazeniny jsou tvořeny převážně oxidy železa, což nekoresponduje s daným chemickým složením materiálu trysek (mosaz), ani chladicí vody. Chladicí voda je pro účely sekundárního chlazení upravována, tato úprava spočívá ve zvýšení elektrické vodivosti a ve snížení množství rozpuštěného železa.

Tabulka 3. Vlastnosti a složení chladicí vody

voda	pH (1)	měrná vodivost (mS·m <sup>-1</sup> )	Ca (mmol·l <sup>-1</sup> )	Mg (mmol·l <sup>-1</sup> )	Fe (mg·l <sup>-1</sup> )
Neupravená	7,42	17,26	0,52	0,15	0,32
Upravená	7,51	124	1,85	0,54	0,14

Pro úplnost jsou v tabulce 3 zaznamenány vlastnosti a složení vstupní neupravené vody a také vody po úpravě. Po úpravě byla také prokázána několikanásobně vyšší koncentrace prvků Ca a Mg, což ukazuje na značnou tvrdost vody, která za vysokých teplot může významně ovlivnit zanášení trysek. Dle výsledků z RTG difrakce lze usuzovat, že usazeniny oxidů železa mohou vznikat průchodem chladicí vody ocelovým potrubím, které je na vnitřním povrchu nejspíše pokryto vrstvou rzi. Všechny chemické analýzy byly provedeny Centrem nanotechnologií VŠB-TU Ostrava.

## 6.2 Teplý fyzikální model

Intenzita ostříku v sekundární oblasti chlazení nemusí vždy odpovídat tepelnému toku, odváděnému z ochlazované plochy, jelikož odvod tepla z předlitku je mj. závislý na velikosti a kinetické energii dopadajících kapek a na teplotě chlazeného povrchu. Jsou vyvíjeny různé experimentální metody měření hodnot součinitele přestupu tepla  $\alpha$  při teplotách, odpovídajících provozním podmínkám na ZPO.

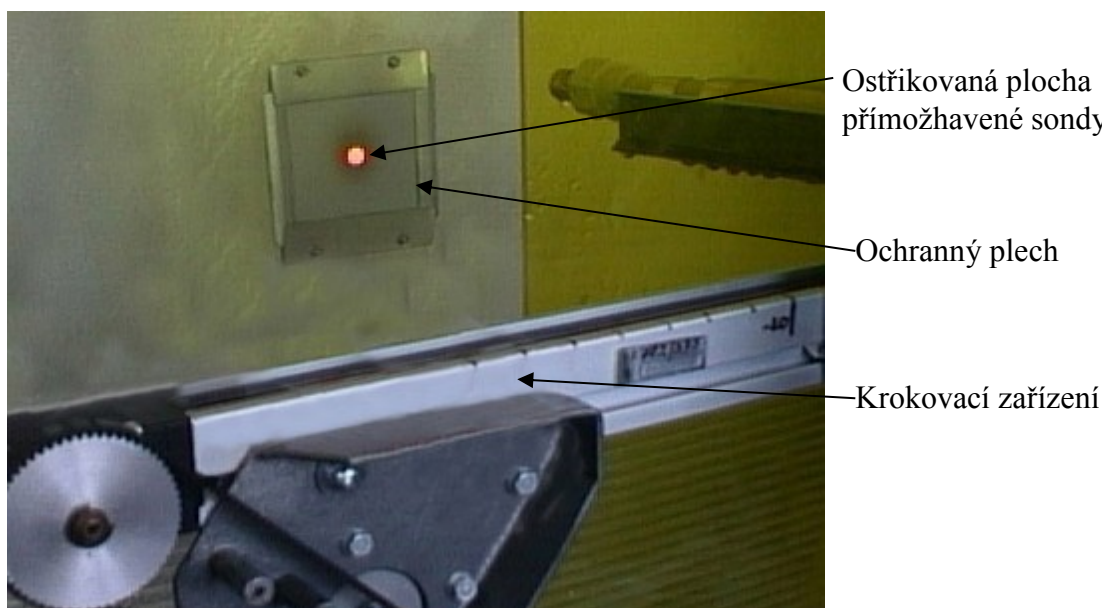
Jedna z používaných metod pracuje na principu indukčně nebo plamenem ohříváné měřicí desky o větších rozměrech. Po ohřátí desky na příslušnou teplotu je ohřev zastaven a tato deska je vystavena působení chladicího účinku testované trysky. Obvykle jsou tyto desky osazeny velkým počtem termočlánků, které měří teplotní pole desky na povrchu a také v různých hloubkách pod povrchem testovací desky. Měření je opakováno pro teploty testovací desky a také pro různé tlaky chladicí vody. Ochlazování probíhá za nestacionárního stavu. Výpočet součinitele přestupu tepla je v těchto případech prováděn inverzním způsobem, kdy je počítána hustota tepelného toku, z níž je poté stanoven součinitel  $\alpha$ . Hlavním problémem modelů této konstrukce je nutnost přesného určení fyzikálních vlastností (součinitel tepelné a teplotní vodivosti) použitého materiálu testovací desky v celém rozsahu testovaných teplot. Druhým problémem je nutnost použít velký počet termočlánků s dostatečně rychlou odezvou. Tento vysoký počet čidel může způsobit určitou nehomogenitu materiálu, která může vnášet do výpočtu další chybu. [51].

Další z používaných metod určení součinitele přestupu tepla odstraňuje uvedené nedostatky a pracuje na principu přímožhavené sondy. Jedním z rozdílů obou metod je velikost ochlazovaného tělesa. Sonda je v porovnání s testovací deskou mnohonásobně menších rozměrů. Má tedy velmi malou tepelnou setrvačnost a zanedbatelný tepelný odpor. Nevykazuje tedy teplotní rozdíl mezi povrchem a středem sondy, což ji z tepelně technického hlediska řadí mezi tenká tělesa. Tato vlastnost umožňuje určit velikost součinitele přestupu



tepla přímo, bez nutnosti použít inverzní výpočet a bez nutnosti znát fyzikální parametry materiálu sondy [A6, A12, A13].

Teplý fyzikální model (obr. 54) postavený na katedře tepelné techniky je vybaven přímožhavenou sondou, která je ohřívána pomocí transformátoru, na němž je měřen elektrický příkon potřebný pro udržení konstantní teploty žhavené sondy. Ze znalosti elektrického příkonu je možno stanovit hodnotu součinitele přestupu tepla při ostřiku  $\alpha$ . Energetická náročnost tohoto provedení je, ve srovnání s modelem vybaveným měřicí deskou, nižší, což je způsobeno ohřevem tělesa o menších rozměrech.



Obr. 54. Teplý fyzikální model chlazení

Tryska je umístěna v pohyblivém mechanismu, který umožňuje její pohyb v horizontální ose  $x$  a ve vertikální ose  $y$ . Rovnoměrný pohyb trysky v obou osách  $x$  a  $y$  je zajištěn pomocí dvou krokových motorů, přičemž každý ovládá posuv pouze v jednom směru. Pohon motorů je regulován pomocí řídicí aplikace na PC. Aplikace umožňuje nastavení velikosti skenovacího kroku, kterým se bude tryska pohybovat, velikosti ostřikovaného obrazce a teploty měřicí sondy. Středová pozice trysky je vždy nastavena do středu žhavené plochy sondy. Vzdálenost trysky od měřicí sondy je nastavena na ose  $z$ , jež je orientována kolmo k měřené ploše [52].

Princip měření spočívá v udržení konstantní teploty žhavené plochy sondy a v měření potřebného elektrického příkonu do transformátoru. V každé pozici trysky dojde k ustálení povrchové teploty sondy pomocí regulace příkonu do transformátoru a následně k změření okamžitého příkonu. Od aktuálního příkonu do sondy je nutno ještě odečíst referenční příkon, který byl změřen na počátku měření bez ostřiku vodou. Tento postup měření je prováděn v celém měřeném obrazci, který je definován velikostí předlitku, typem trysky a její pozicí na reálném licím stroji. Po změření celého skenovaného obrazce je řídicí aplikací sestavena matice, jejíž každý člen odpovídá příslušnému rozdílu elektrických příkonů. Hodnoty v matici je nutno ještě jednou zkorigovat pomocí příkonu změřeného na konci měření bez ostřiku chladicí vodou. Tato korekce slouží k eliminaci vlivu závislosti elektrického odporu materiálu sondy na teplotě. Po provedení této korekce je možno provést výpočet velikosti součinitele přestupu tepla při ostřiku pro každý měřený bod.

Součinitel přestupu tepla  $\alpha$  je počítán ze vztahu:

$$\alpha = \frac{P_s - P_z}{(t_s - t_v) \cdot S} \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}) \quad (45)$$

kde  $P_s$  je příkon sondy (W),  
 $P_z$  - ztrátový příkon (W),  
 $t_s$  - teplota povrchu sondy (°C),  
 $t_v$  - teplota chladicí vody (°C),  
 $S$  - plocha chlazené části sondy (m<sup>2</sup>).

Teplota ve středu sondy se měří pomocí termočlánu typu K, který je umístěn na její zadní straně a je napojen na regulační obvod transformátoru. Stanovení příkonu před začátkem a na konci měření bez ostříku vodou určuje ztráty vznikající v elektrickém zapojení soustavy. Ztráty tepla vznikající ohřevem vody v chladicích čelistech, která je ohřívána vedením tepla od povrchu sondy se určují ze znalosti vstupní a výstupní teploty chladicí vody [52].

Tato metoda stanovení velikosti součinitele přestupu tepla při ostříku je díky použitému systému měření a regulace plně automatická. Nicméně doba měření jednotlivých bodů měřicího obrazce je značně dlouhá, protože je ovlivněna také časem potřebným pro ustálení povrchové teploty sondy na požadované hodnotě. Celkový čas měření se může pohybovat i v řádu několika hodin. Tato metoda umožňuje stanovit součinitel přestupu tepla až do teplot 1000 °C.

Při měření velikosti součinitele  $\alpha$  za vysokých teplot kolem 900 °C se vyskytly některé závažné problémy s regulací příkonu do žhavené sondy, které způsobovaly přepalování sondy v jejím nejužším místě. Bylo tedy nutno nalézt optimální tvar měřicí sondy. Na následujícím obr. 55 jsou fotografie postupně testovaných typů sondy.



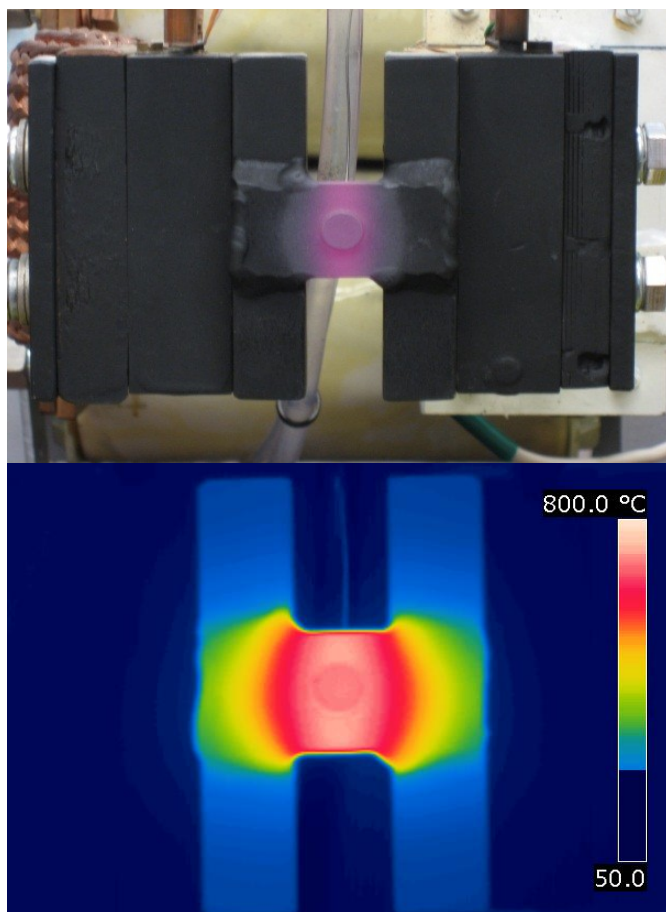
Obr. 55. Testované tvary měřicí sondy

Po rozsáhlých testovacích měřeních na těchto typech měřicích sond byl nalezen optimální tvar měřicí sondy, který umožňuje měřit velikost součinitele  $\alpha$  také za vysokých teplot. Plochá přímo žhavená sonda je vybavena kruhovým měřicím terčíkem, na který při měření dopadají kapičky vody. Měřicí a regulační termočlánek je umístěn do středu terčíku co

nejblíže k ostříkované ploše. Sonda je při měření zakryta krycím plechem a místo kolem terčíku je zatmeleno proti vnikání vody na zbylé části sondy a transformátor.

Sonda je vybavena masivními ocelovými čelistmi, které jsou uchyceny na přívodní měděné kabely transformátoru. Upínací systém sondy je chlazen průtokem vody v čelistech. Při jejich chlazení je nutno měřit vstupní a výstupní teploty vody, které jsou nutné pro stanovení ztrátového tepelného toku do přívodů sondy[A15, A16].

Na obr. 56 je uveden výsledný tvar sondy s termovizním snímkem, který ukazuje rovnoměrné rozložení teploty na povrchu terčíku při nezakryté sondě.



Obr. 56. Detail měřicí sondy a termovizní snímek s rozložením teplot

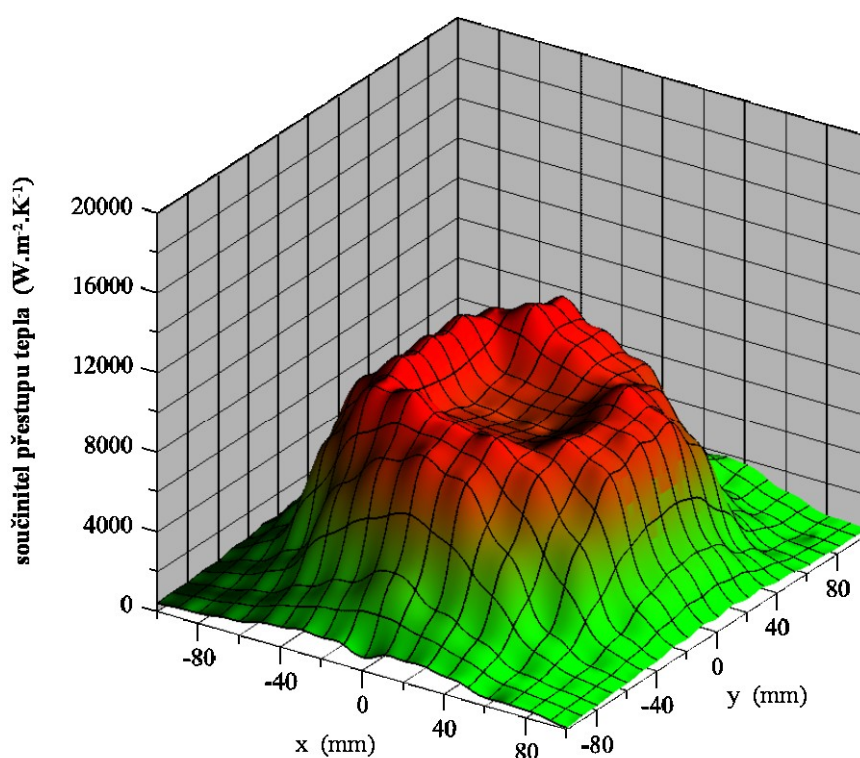
### Výsledky měření na teplém fyzikálním modelu

Výsledky testovacích měření součinitele přestupu tepla při ostříku horkého povrchu přímožhavené sondy na teplém fyzikálním modelu jsou zpracovány v programu Grapher<sup>TM</sup> verze 7 firmy Golden Software, Inc. a jsou seřazeny dle velikosti od nejmenších trysek. Parametry testování byly opět voleny s ohledem na skutečnou provozní konfiguraci jednotlivých chladicích sekcí v sekundární oblasti. Dalším testovaným parametrem byla závislost součinitele přestupu tepla na teplotě chlazeného povrchu. Pro testovací měření byly s ohledem na přestup tepla při varu vody zvoleny dvě teploty 600 °C a 800 °C. Přehled testovaných typů trysek a parametry testování jsou uvedeny v následující tabulce 4.

Tabulka 4. Parametry testování na teplém fyzikálním modelu

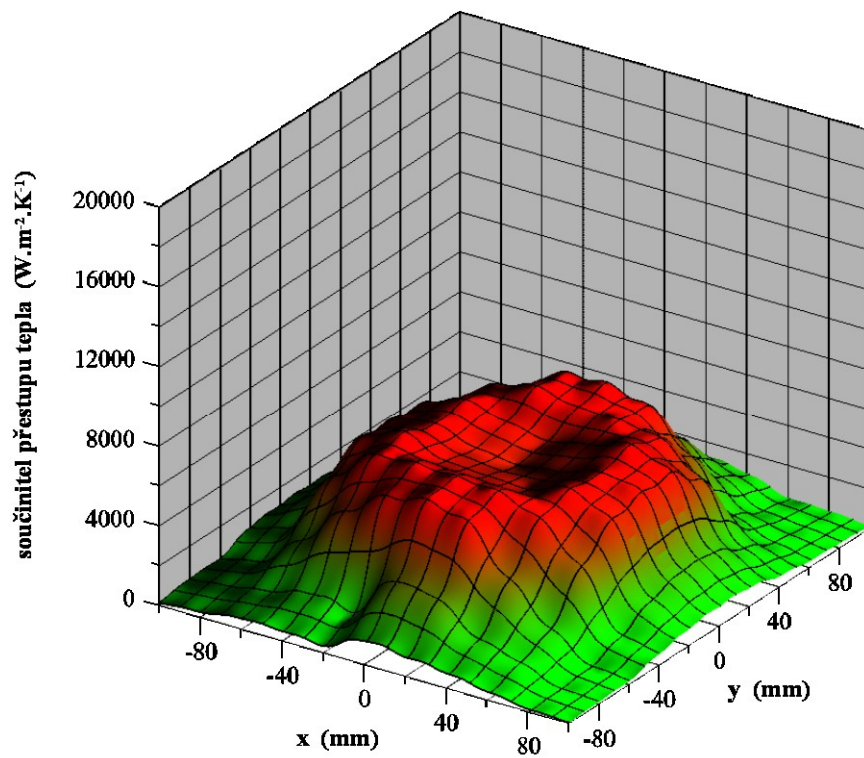
tryska	úhel rozstříku (°)	tlak chladicí vody „p“ (MPa)	vzdálenost „L“ (mm)	teplota povrchu „t“ (°C)
20	65	0,3; 1	102	600; 800
25	65	0,3; 1	102	600; 800
30	65	0,3; 1	102	600; 800
40	65	0,5; 1,5	79	600; 800
50	65	0,5; 1,5	79	600; 800

Následující série grafů (obr. 57 až obr. 76) zobrazuje plošné rozložení součinitele přestupu tepla při ostříku v závislosti na souřadnici ostříkového obrazce testované trysky. Pro testovací měření byl použit skenovací krok o velikosti 20 mm s celkovým rozměrem ostříkované plochy 200 mm x 200 mm. Vzhledem k časové a energetické náročnosti dané testovací metody byly testovány pouze trysky s rozstříkovým úhlem 65°. Svislá osa grafů zobrazující součinitel přestupu tepla má zvoleno jednotné měřítko, aby bylo možno lépe porovnat chladicí účinky jednotlivých trysek.

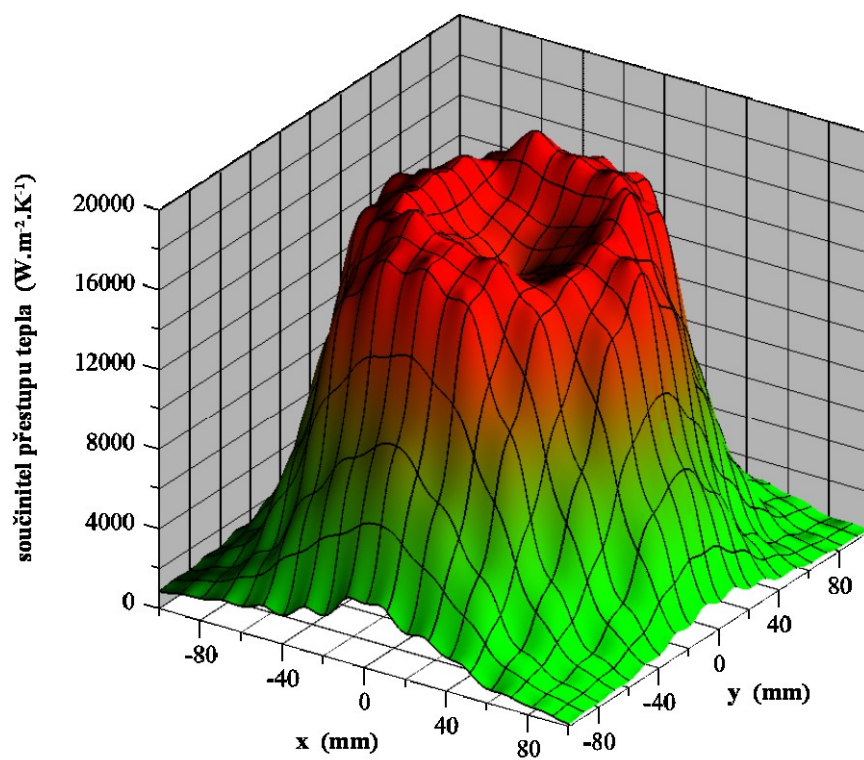


Obr. 57. Součinitel přestupu tepla – 2065; 0,3 MPa; 600 °C; 102 mm

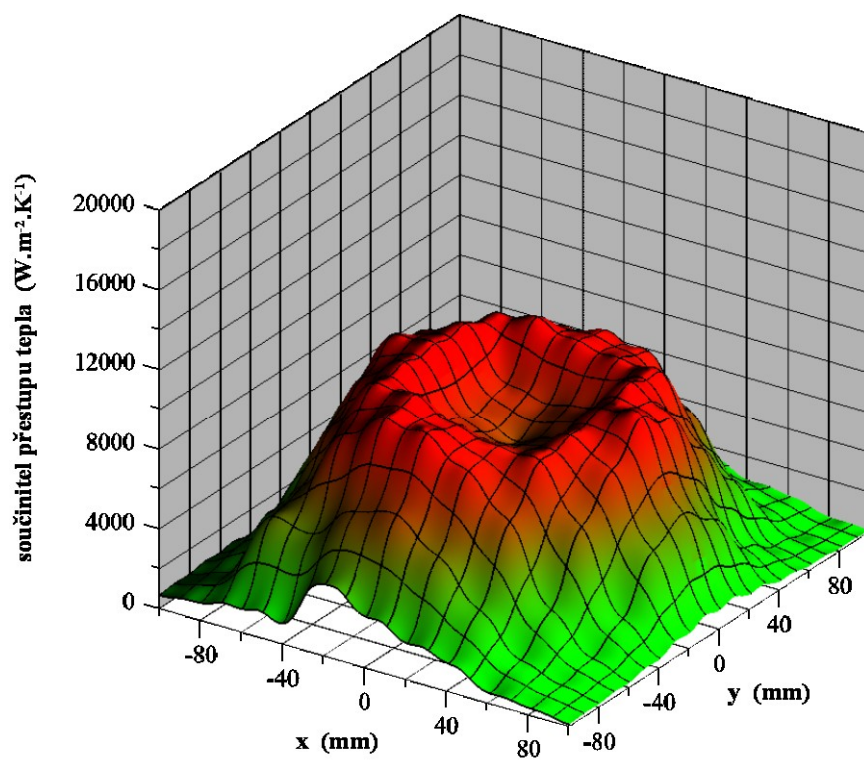




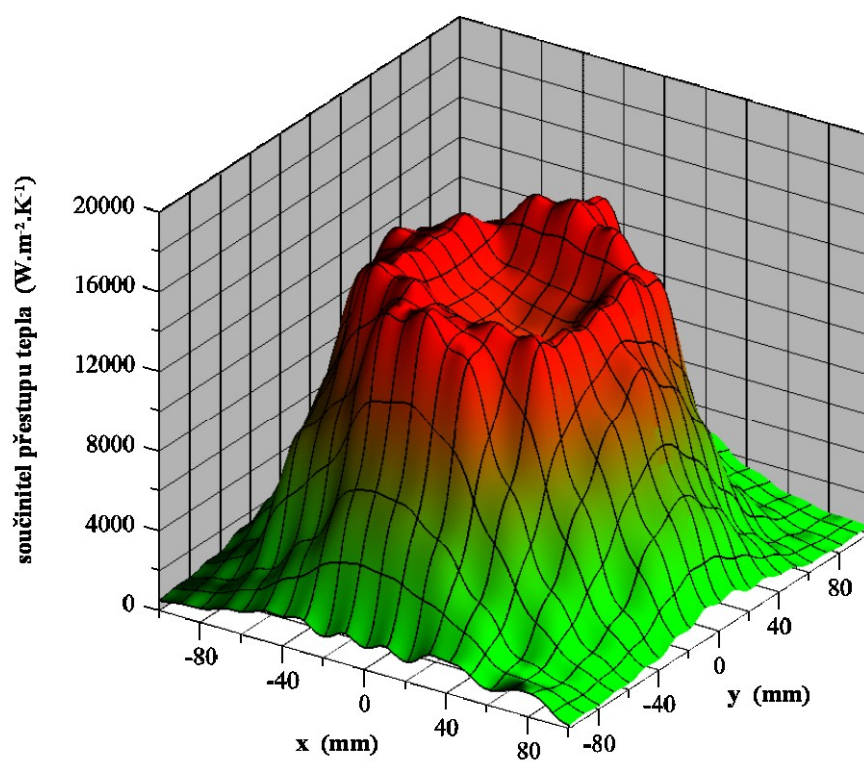
Obr. 58. Součinitel přestupu tepla – 2065; 0,3 MPa; 800 °C; 102 mm



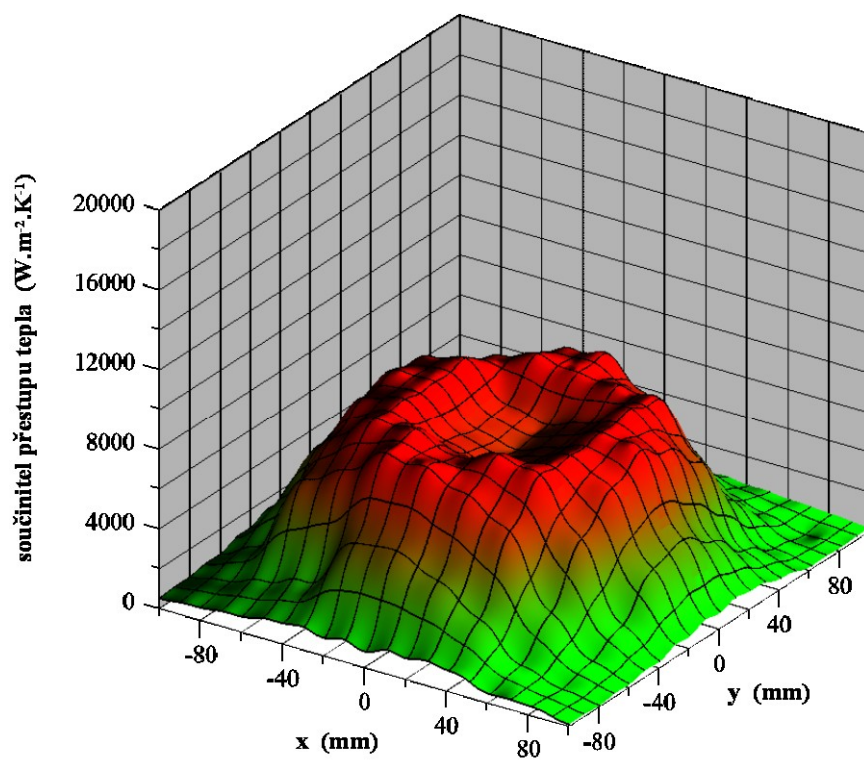
Obr. 59. Součinitel přestupu tepla – 2065; 1,0 MPa; 600 °C; 102 mm



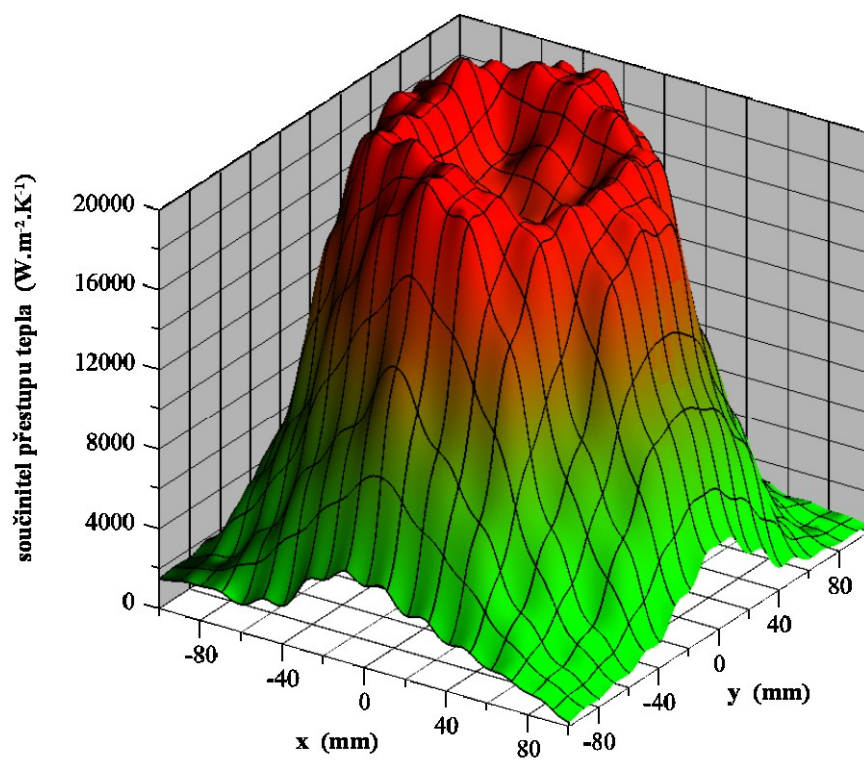
Obr. 60. Součinitel přestupu tepla – 2065; 1,0 MPa; 800 °C; 102 mm



Obr. 61. Součinitel přestupu tepla – 2565; 0,3 MPa; 600 °C; 102 mm

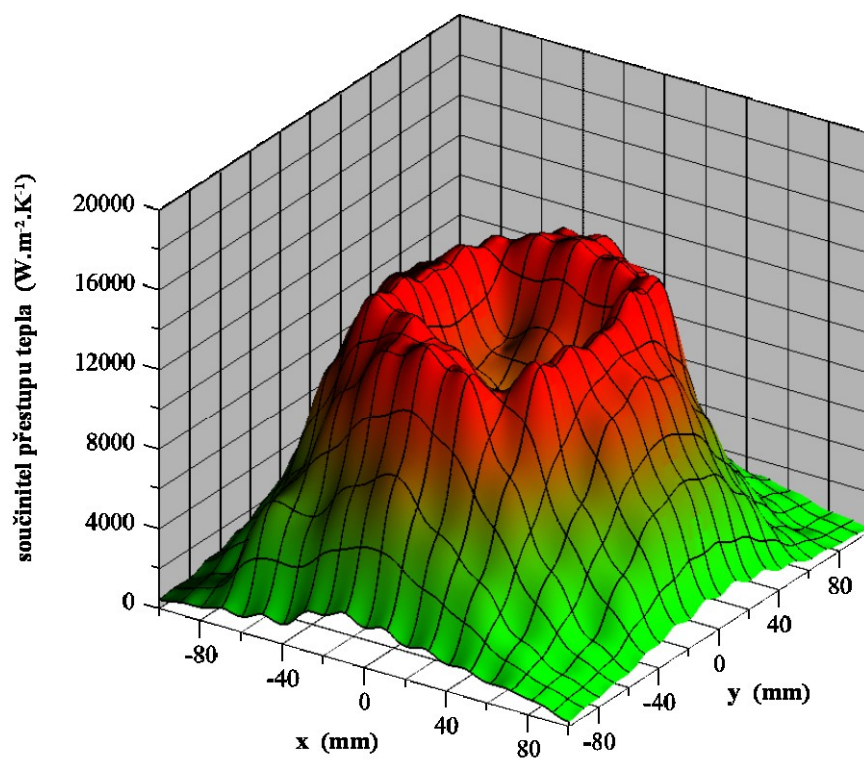


Obr. 62. Součinitel přestupu tepla – 2565; 0,3 MPa; 800 °C; 102 mm

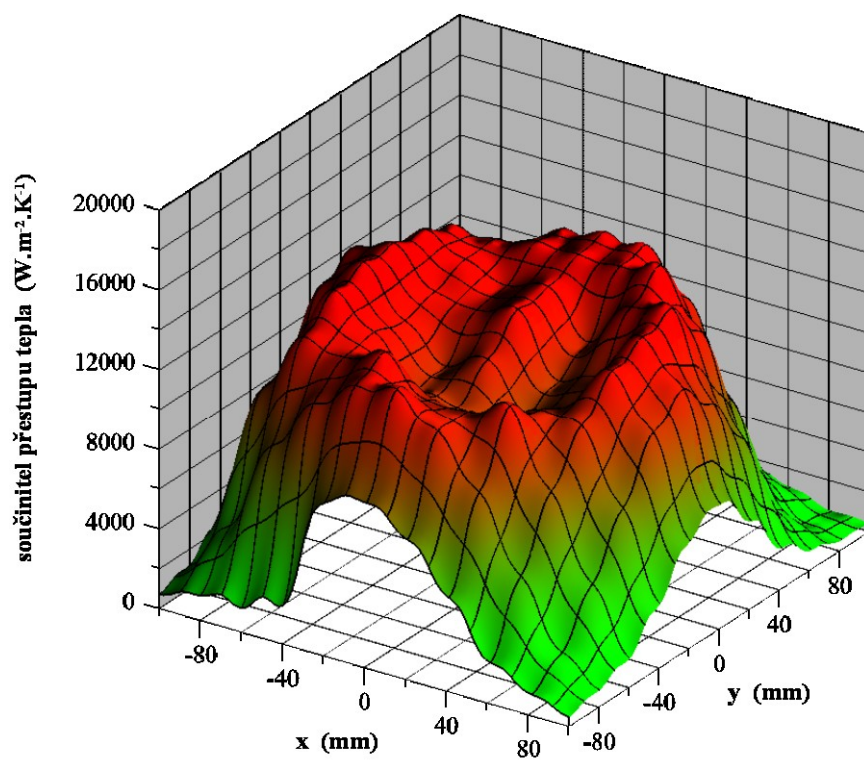


Obr. 63. Součinitel přestupu tepla – 2565; 1,0 MPa; 600 °C; 102 mm

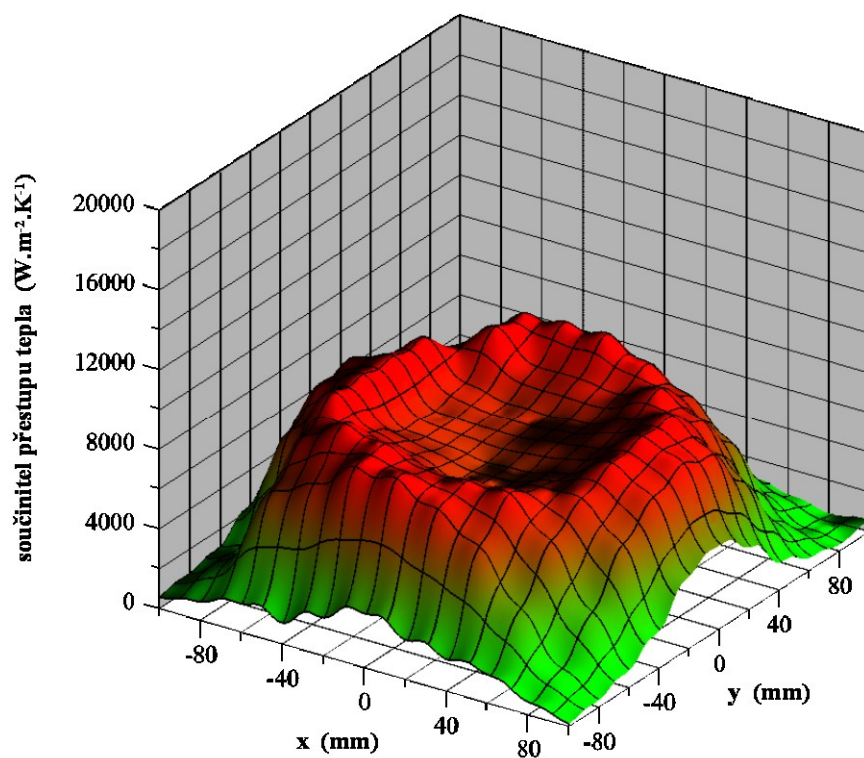




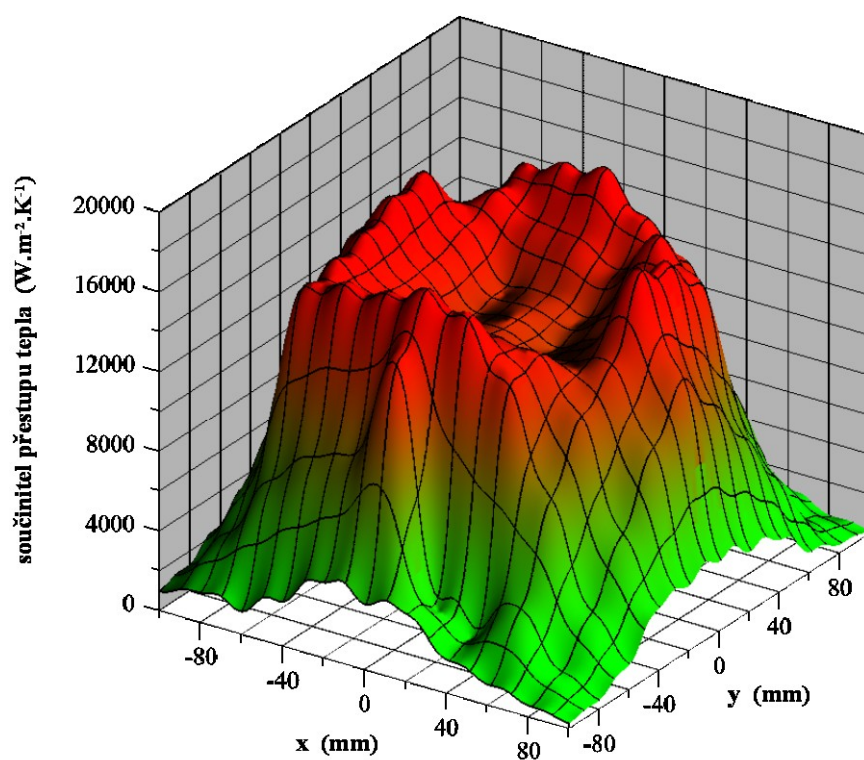
Obr. 64. Součinitel přestupu tepla – 2565; 1,0 MPa; 800 °C; 102 mm



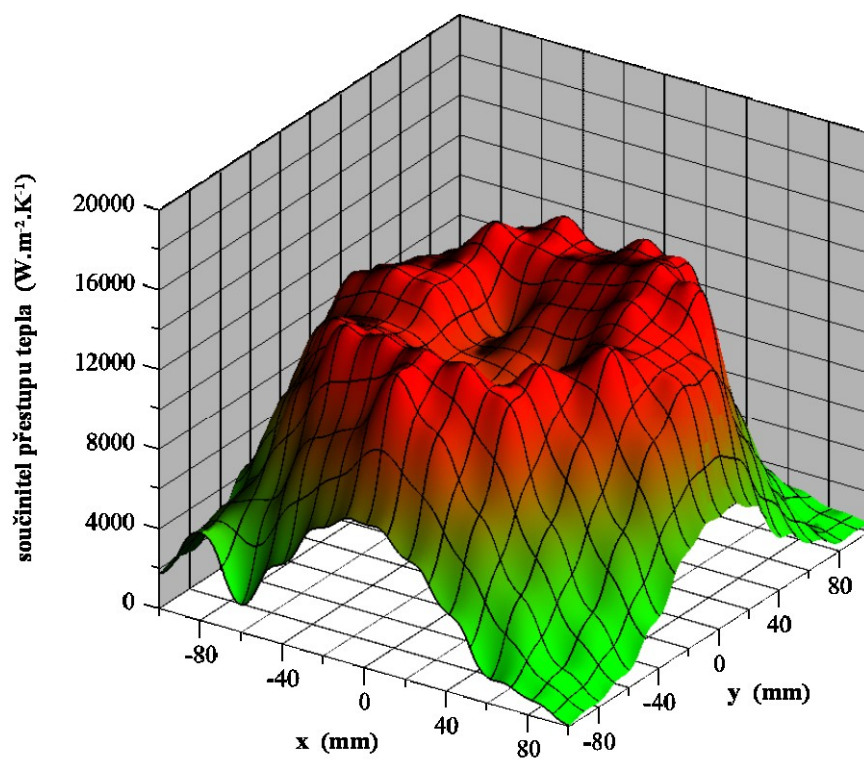
Obr. 65. Součinitel přestupu tepla – 3065; 0,3 MPa; 600 °C; 102 mm



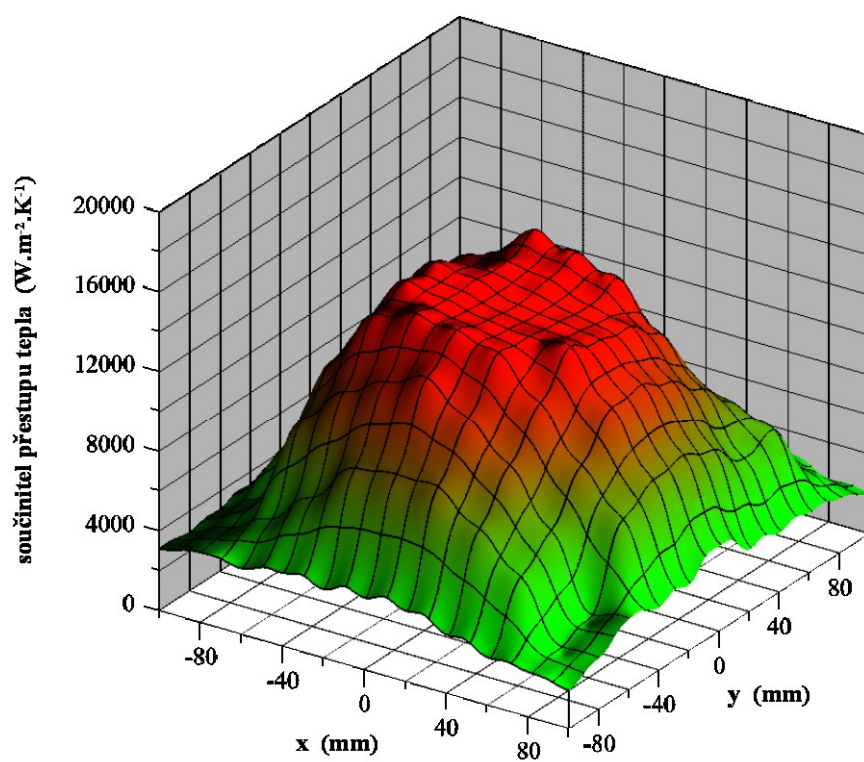
Obr. 66. Součinitel přestupu tepla – 3065; 0,3 MPa; 800 °C; 102 mm



Obr. 67. Součinitel přestupu tepla – 3065; 1,0 MPa; 600 °C; 102 mm

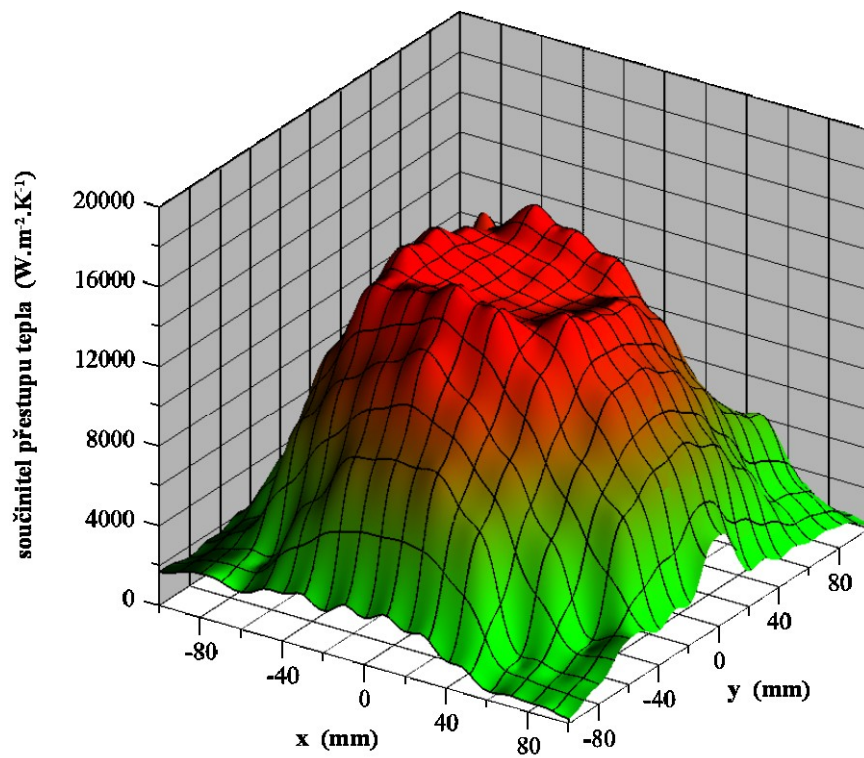


Obr. 68. Součinitel přestupu tepla – 3065; 1,0 MPa; 800 °C; 102 mm

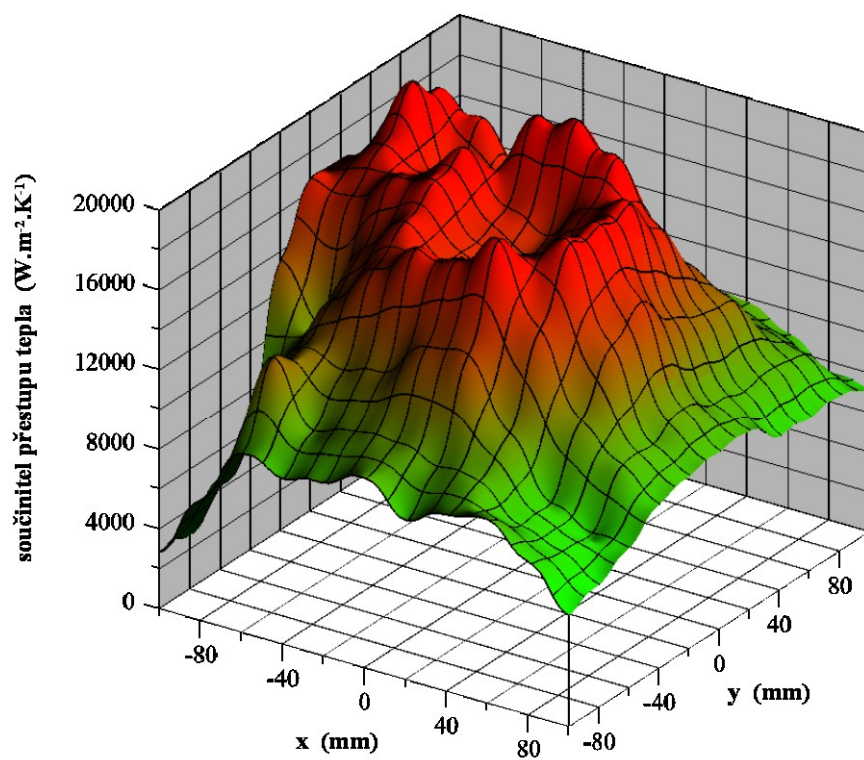


Obr. 69. Součinitel přestupu tepla – 4065; 0,5 MPa; 600 °C; 79 mm

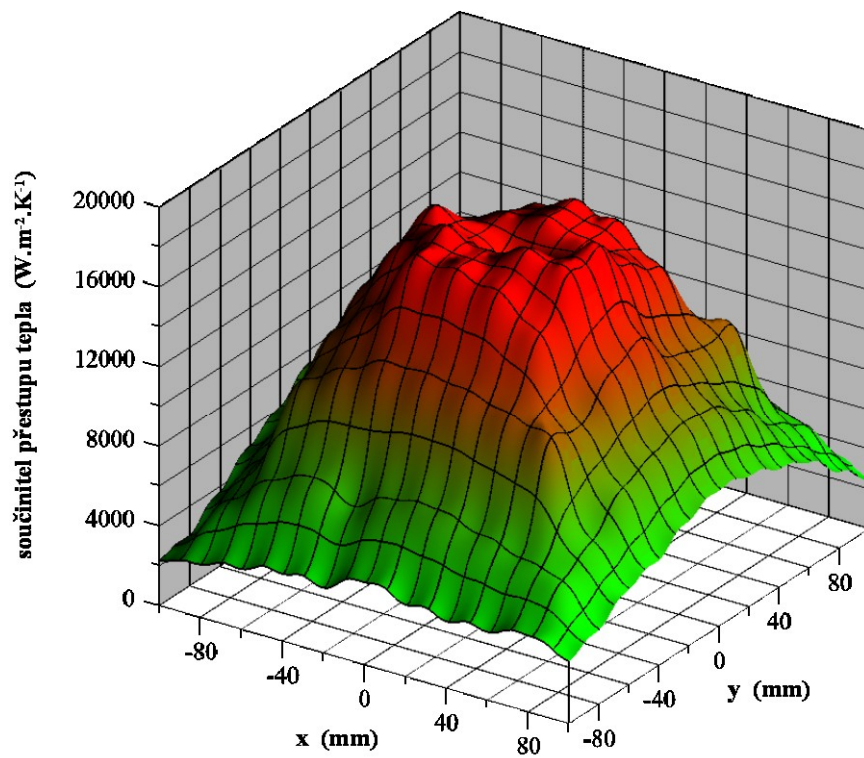




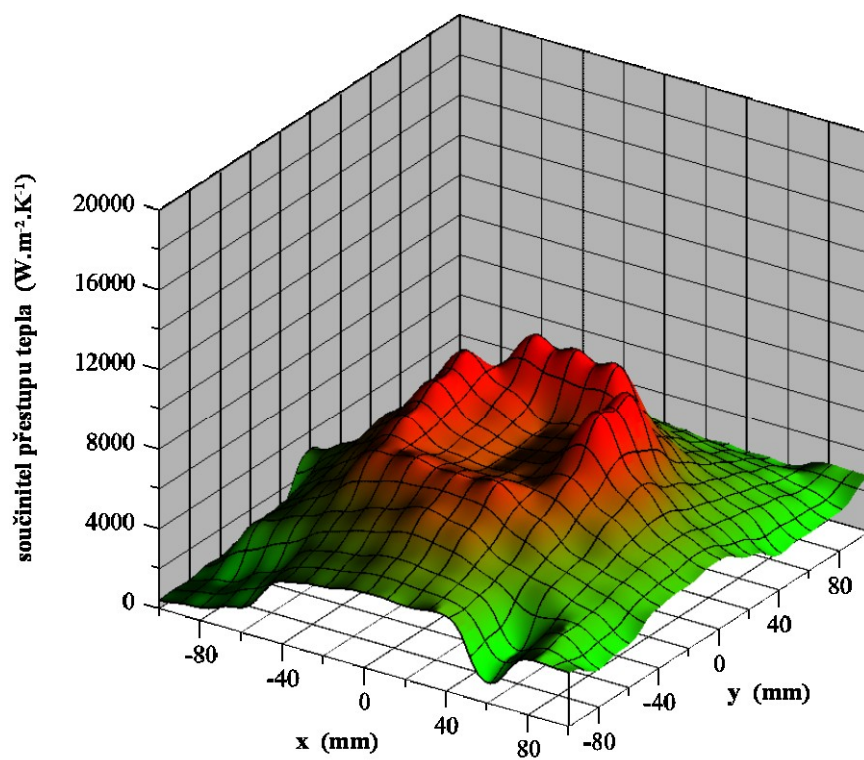
Obr. 70. Součinitel přestupu tepla – 4065; 0,5 MPa; 800 °C; 79 mm



Obr. 71. Součinitel přestupu tepla – 4065; 1,5 MPa; 600 °C; 79 mm

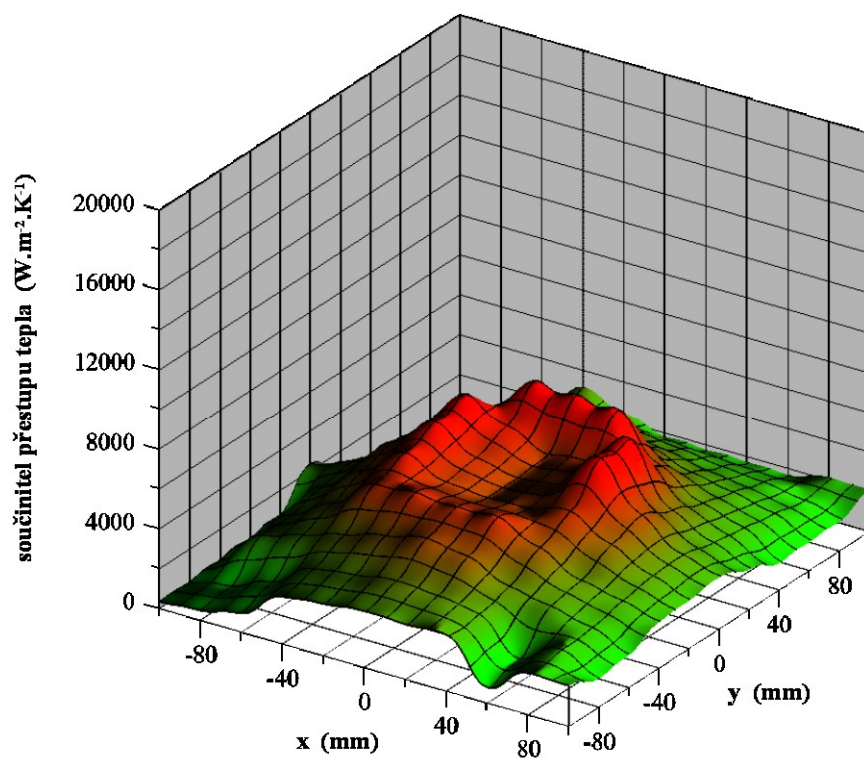


Obr. 72. Součinitel přestupu tepla – 4065; 1,5 MPa; 800 °C; 79 mm

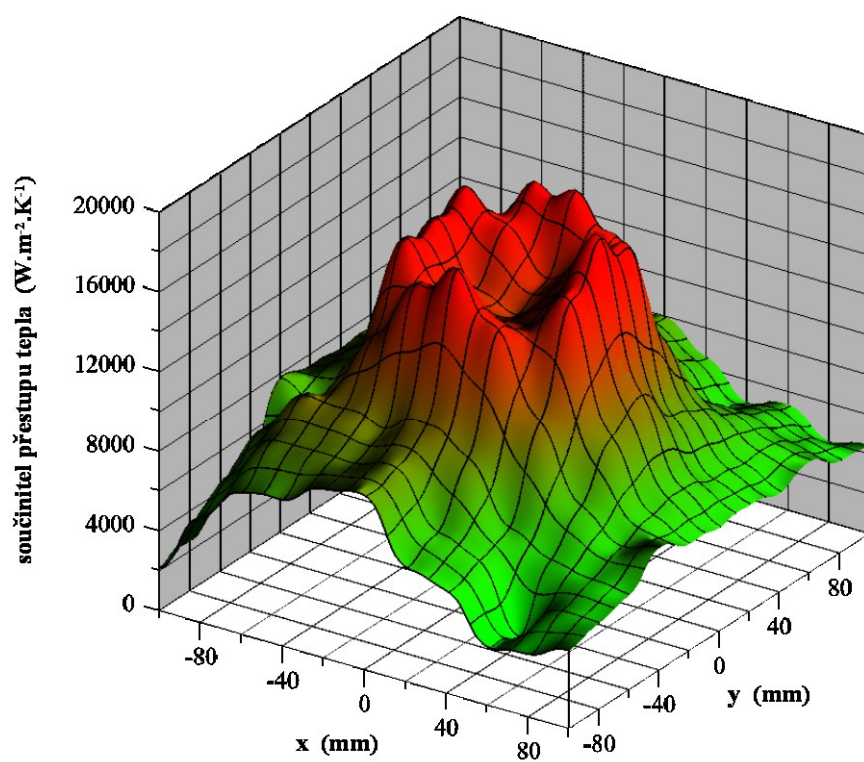


Obr. 73. Součinitel přestupu tepla – 5065; 0,5 MPa; 600 °C; 79 mm

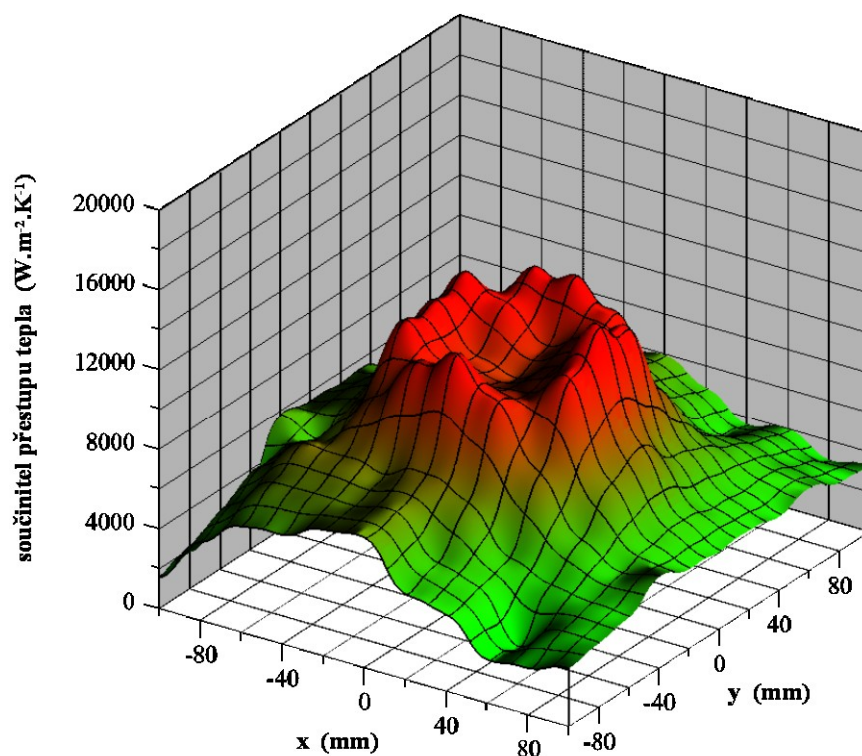




Obr. 74. Součinitel přestupu tepla – 5065; 0,5 MPa; 800 °C; 79 mm



Obr. 75. Součinitel přestupu tepla – 5065; 1,5 MPa; 600 °C; 79 mm



Obr. 76. Součinitel přestupu tepla – 5065; 1,5 MPa; 800 °C; 79 mm

V následující tabulce 5 je ucelený přehled průměrných hodnot součinitele přestupu tepla v závislosti na teplotě chlazeného povrchu, tlaku chladicí vody a vzdálenosti trysky od chlazeného povrchu.

Tabulka 5. Průměrná velikost součinitele přestupu tepla

tryska	vzdálenost (mm)	teplota (°C)	tlak (MPa)	průměrná hodnota $\alpha$ ( $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ )
2065	102	600	0,3	3999
			1,0	7741
		800	0,3	2785
			1,0	4403
2565	102	600	0,3	6389
			1,0	9925
		800	0,3	3692
			1,0	6059
3065	102	600	0,3	7813
			1,0	8437
		800	0,3	4796
			1,0	7902

Tabulka 5. Pokračování tabulky

4065	79	600	0,5	7384
			1,5	12107
		800	0,5	6853
			1,5	8840
5065	79	600	0,5	3991
			1,5	8379
		800	0,5	3008
			1,5	6258

Z uvedených výsledků testovacích měření vyplývají následující závislosti nárůstu nebo poklesu průměrné velikosti součinitele přestupu tepla:

- součinitel  $\alpha$  klesá s rostoucí teplotou povrchu z 600 °C na 800 °C v průměru 1,3 až 2 krát u všech testovaných trysek,
- součinitel  $\alpha$  roste s rostoucím tlakem chladicí vody u obou testovaných teplot, pro nárůst tlaku z 0,3 na 1 MPa 1,1 až 1,9 krát u trysek 2065, 2565 a 3065 a pro nárůst tlaku z 0,5 na 1,5 MPa 1,3 až 2,1 krát u trysek 4065 a 5065,
- při porovnání trysek s nižším průtokem chladicí vody byla zjištěna korelace mezi typem trysky a hodnotami součinitele přestupu tepla, přičemž s rostoucí velikostí trysky roste také velikost součinitele přestupu tepla, avšak pro trysky s velkým průtokem byl pozorován opačný vliv, kdy s rostoucí velikostí trysky klesá hodnota součinitele  $\alpha$ . Tato skutečnost může být způsobena stékajícím proudem vody, který brání průchodu chladicí vody od trysky, což může mít vliv na snížení odvodu tepla z povrchu předlitku.

### 6.3 Korelační závislosti mezi fyzikálními modely

Pro rychlé určení okrajových podmínek odvodu tepla v sekundární oblasti chlazení byly hledány vzájemné korelační závislosti mezi jednotlivými fyzikálními modely chlazení. Stanovení vzájemných závislostí je do jisté míry obtížné, měření na fyzikálních modelech se od sebe značně liší. Zatímco studený fyzikální model uvažuje jako proměnné veličiny pouze tlak chladicí vody a vzdálenost od trysky je nutno při měření na teplém modelu uvažovat také s teplotou chlazeného povrchu. Tato teplota do značné míry ovlivňuje velikost odvodu tepla z povrchu tuhnoucího předlitku [49, 50].

Nalezené vzájemné závislosti se blíží mocninné funkci

$$\frac{\alpha}{\alpha_{\text{ref}}} = \left( \frac{I}{I_{\text{ref}}} \right)^n \quad (46)$$

kde  $\alpha$  je součinitel přestupu tepla ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ),  
 $\alpha_{\text{ref}}$  - referenční hodnota součinitele přestupu tepla ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ),  
 $I$  - intenzita ostříku ( $\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ ),  
 $I_{\text{ref}}$  - referenční hodnota intenzity ostříku ( $\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ ),  
 $n$  - exponent (1).

V případě, že se ve vztahu využije lineární intenzity ostříku, je referenční hodnota intenzity ostříku dána středním elementem šterbinové komory a referenční hodnota součinitele přestupu tepla je měřena ve středu skenovacího obrazce testované trysky.

Tabulka 6. Přehled trysek pro nalezení regresních závislostí

tryska	úhel rozstříku (°)	tlak chladicí vody „p“ (MPa)	vzdálenost „L“ (mm)	teplota povrchu „t“ (°C)
20	65	0,3; 1	102	600; 800
25	65	0,3; 1	102	600; 800
30	65	0,3; 1	102	600; 800
40	65	0,5; 1,5	79	600; 800
50	65	0,5; 1,5	79	600; 800

Na následujících grafech obr 77 až 96 jsou uvedeny naměřené průměrné hodnoty součinitele  $\alpha$  ve středu ostříkového obrazce spolu s vypočtenými hodnotami součinitele přestupu tepla počítaného statistickou metodou nejmenších čtverců a také naměřené hodnoty lineární intenzity ostříku. Exponent mocninné funkce byl stanoven podle následujícího algoritmu výpočtu.

Nejprve bylo nutno změřit lineární intenzitu ostříku na studeném modelu a stanovit velikost součinitele přestupu tepla na teplém modelu. Ze znalosti plošného rozložení součinitele přestupu tepla byly vypočteny jeho průměrné hodnoty po šířce zkoumaného obrazce. Poté byly takto zjištěné hodnoty použity do výpočtu dle upravené rovnice 46, která se zapisuje ve tvaru:

$$\alpha = \frac{\alpha_{\text{ref}}}{I_{\text{ref}}^n} \cdot I^n = K \cdot I^n \quad (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}) \quad (47)$$

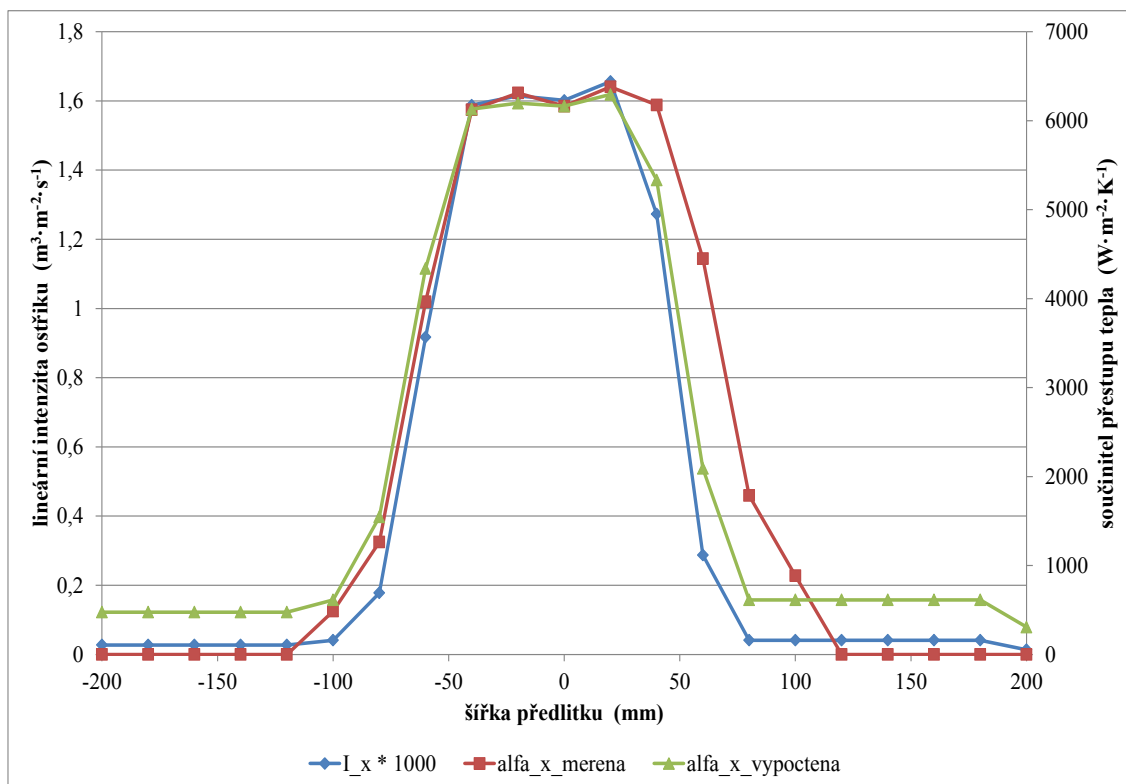
kde  $K$  je konstanta ( $\text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1}$ ).

Ze znalosti vypočteného součinitele přestupu tepla byla následně stanovena druhá mocnina rozdílu mezi naměřenou a vypočtenou hodnotou součinitele  $\alpha$ . Z vypočtených kvadrátů odchylek byl stanoven jejich součet, který musí mít dle metody nejmenších čtverců minimální hodnotu.

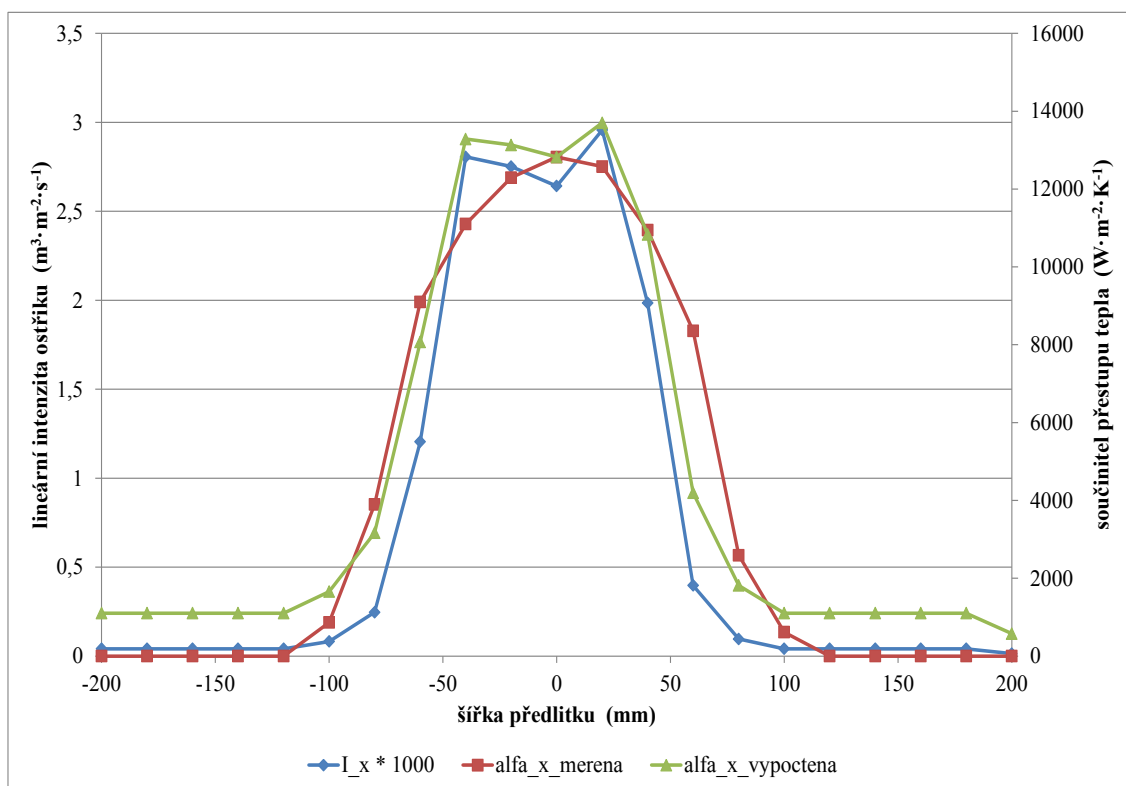
Pro zjištění minimální hodnoty součtu kvadrátů odchylek byl použit program Řešitel, který je součástí softwarového balíku MS Office verze 2010. Řešitel používal metodu GRG Nonlinear, pomocí které docházelo k úpravám hodnoty exponentu  $n$  v mocninné funkci (45) tak, aby byla dosažena zmiňovaná minimální odchylka.

Koeficient determinace  $R^2$  naměřené hodnoty součinitele přestupu tepla se pohybuje v rozmezí od 0,80 do 0,95. Obecně lze říci, že lepší korelace je dosahováno u menších trysek, pro které je charakteristická vyšší hodnota exponentu  $n$ .

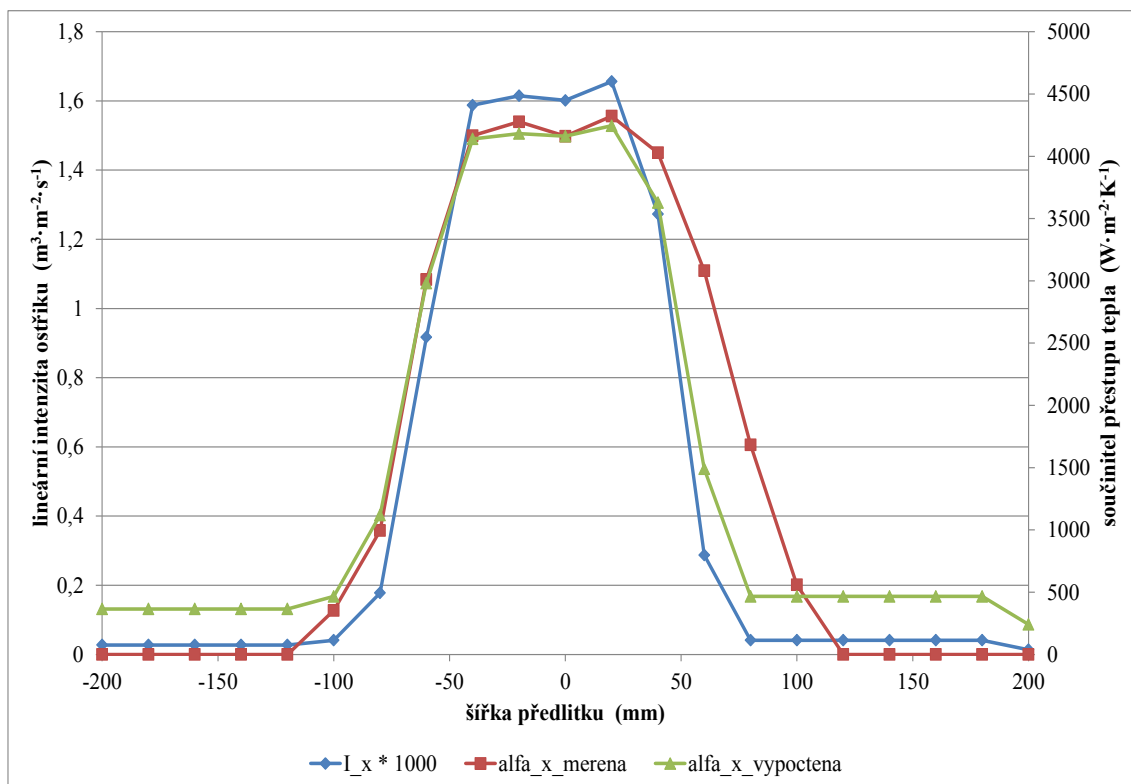
Z uvedených testovacích měření byl vypočten exponent  $n$ , který může nabývat hodnot od 0,28 do 0,66 v závislosti na typu trysky, její vzdálenosti a tlaku chladicí vody. Pro některé testované trysky bylo velmi obtížné nalézt vzájemnou korelaci mezi naměřenými a vypočtenými hodnotami.



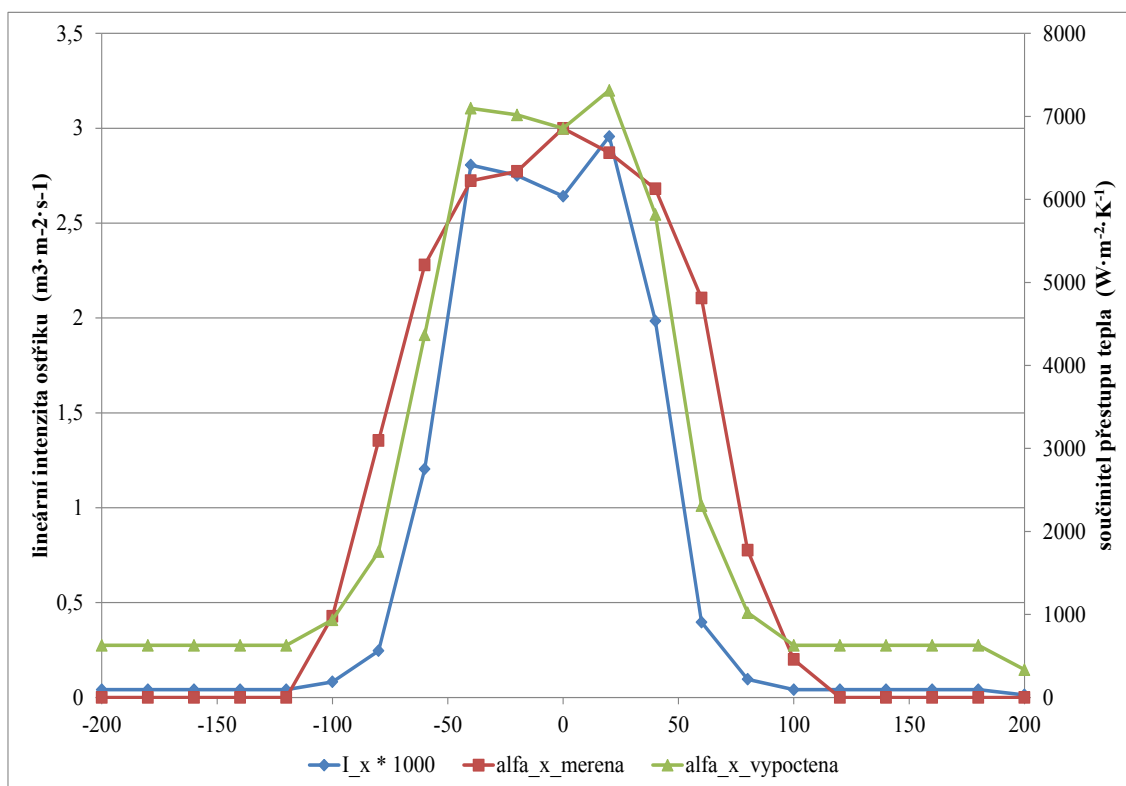
Obr. 77. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha$  – 2065; 600 °C; 0,3 MPa



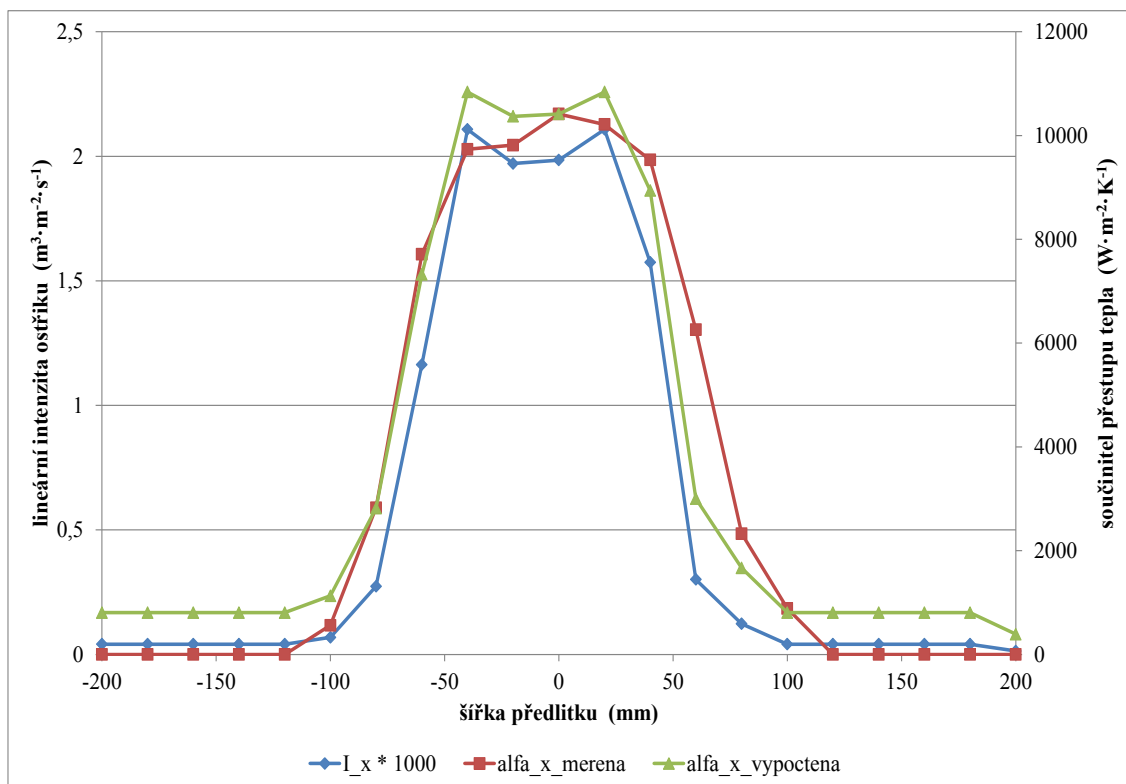
Obr. 78. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha$  – 2065; 600 °C; 1,0 MPa



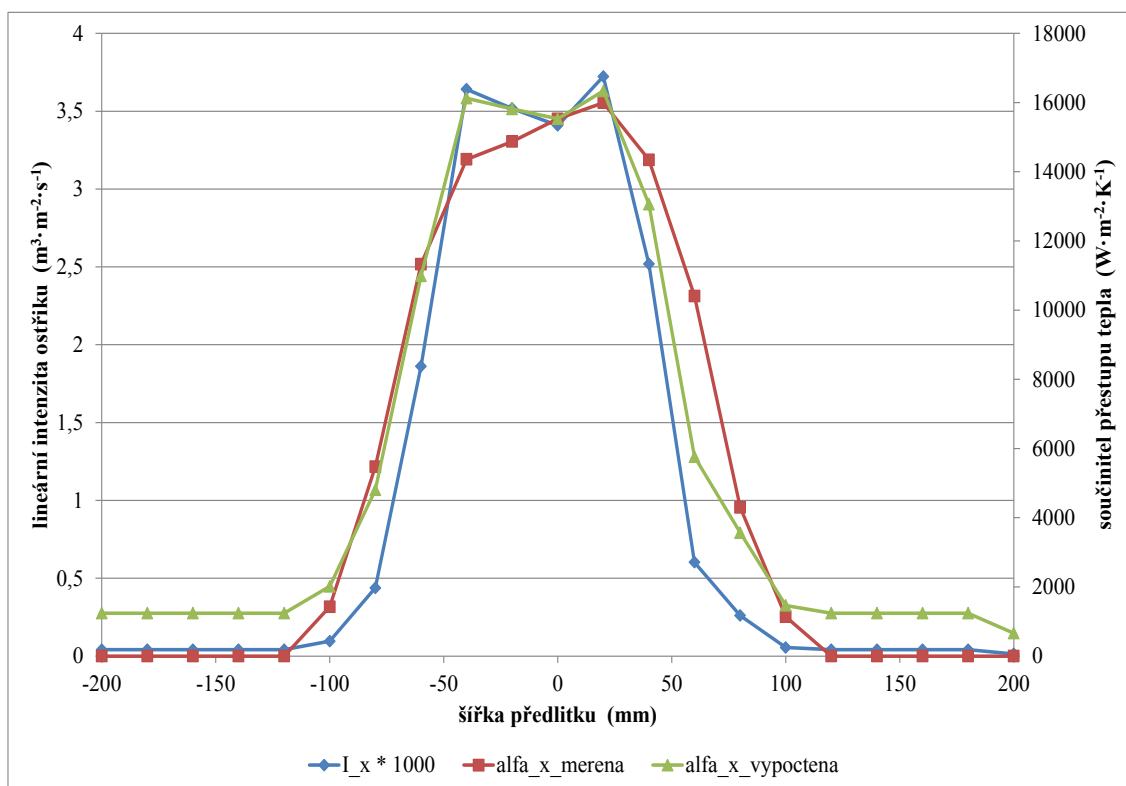
Obr. 79. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha$  – 2065;  $800^\circ\text{C}$ ;  $0,3 \text{ MPa}$



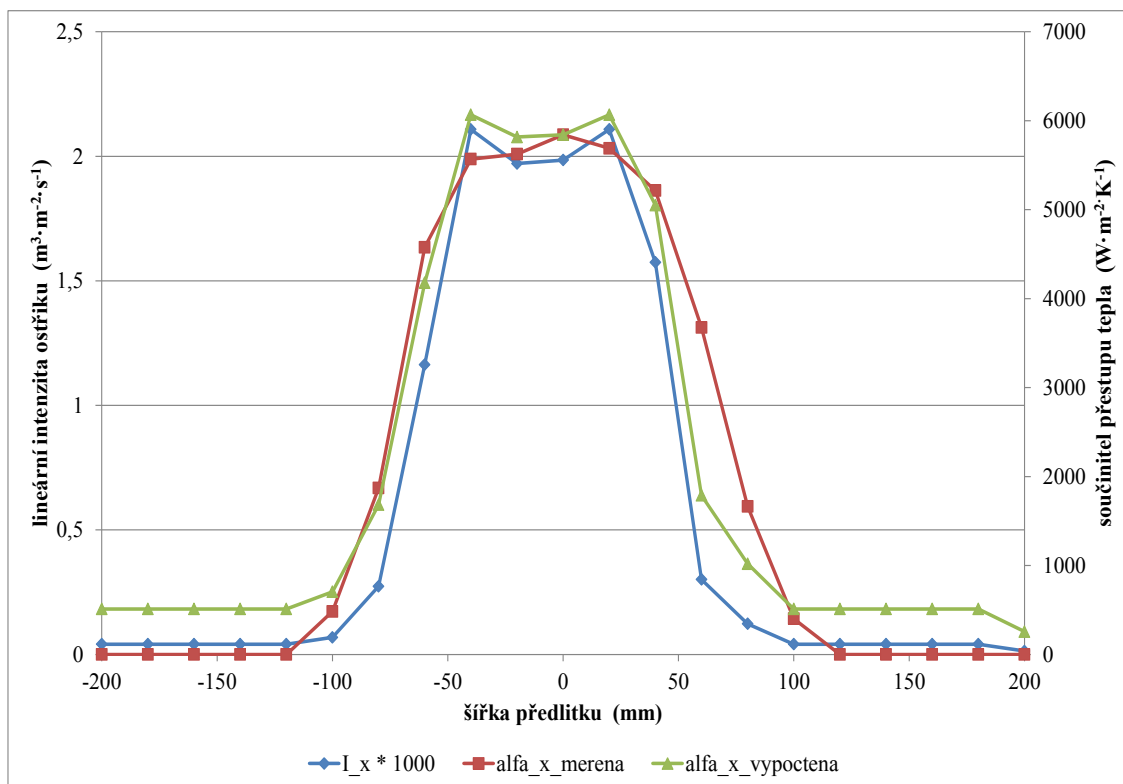
Obr. 80. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha$  – 2065;  $800^\circ\text{C}$ ;  $1,0 \text{ MPa}$



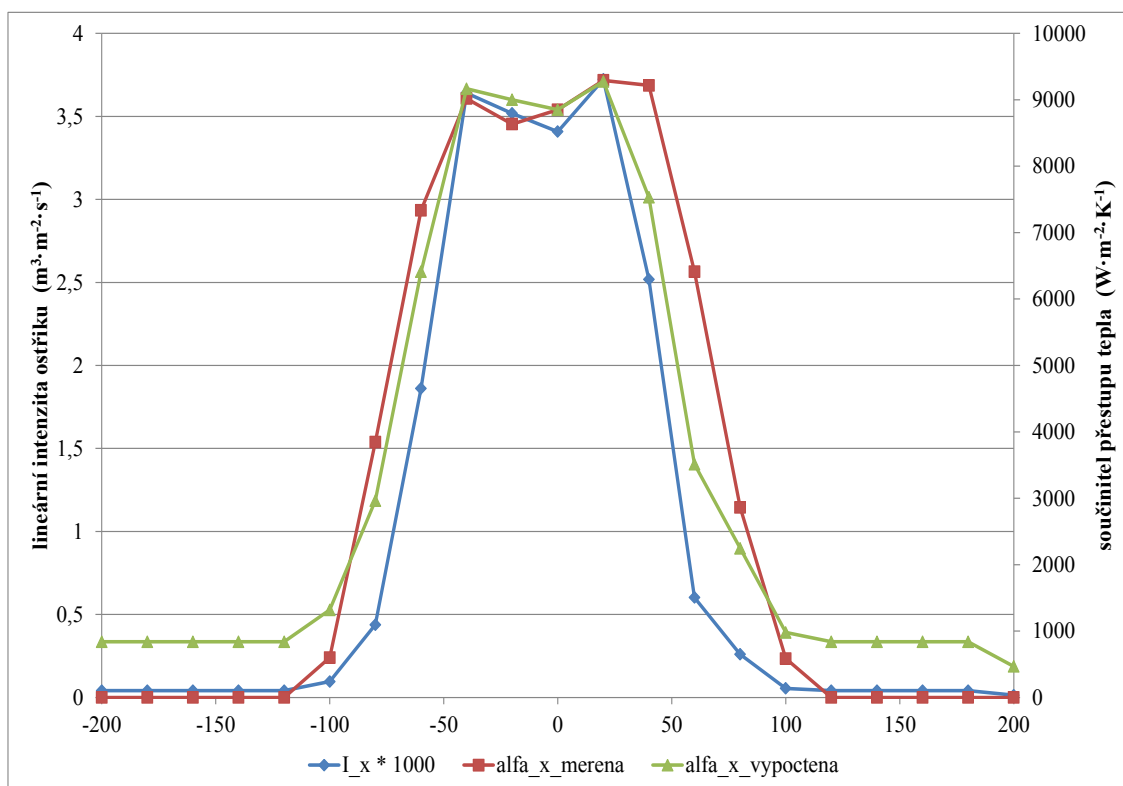
Obr. 81. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha - 2565$ ;  $600^\circ\text{C}$ ;  $0,3\text{ MPa}$



Obr. 82. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha - 2565$ ;  $600^\circ\text{C}$ ;  $1,0\text{ MPa}$

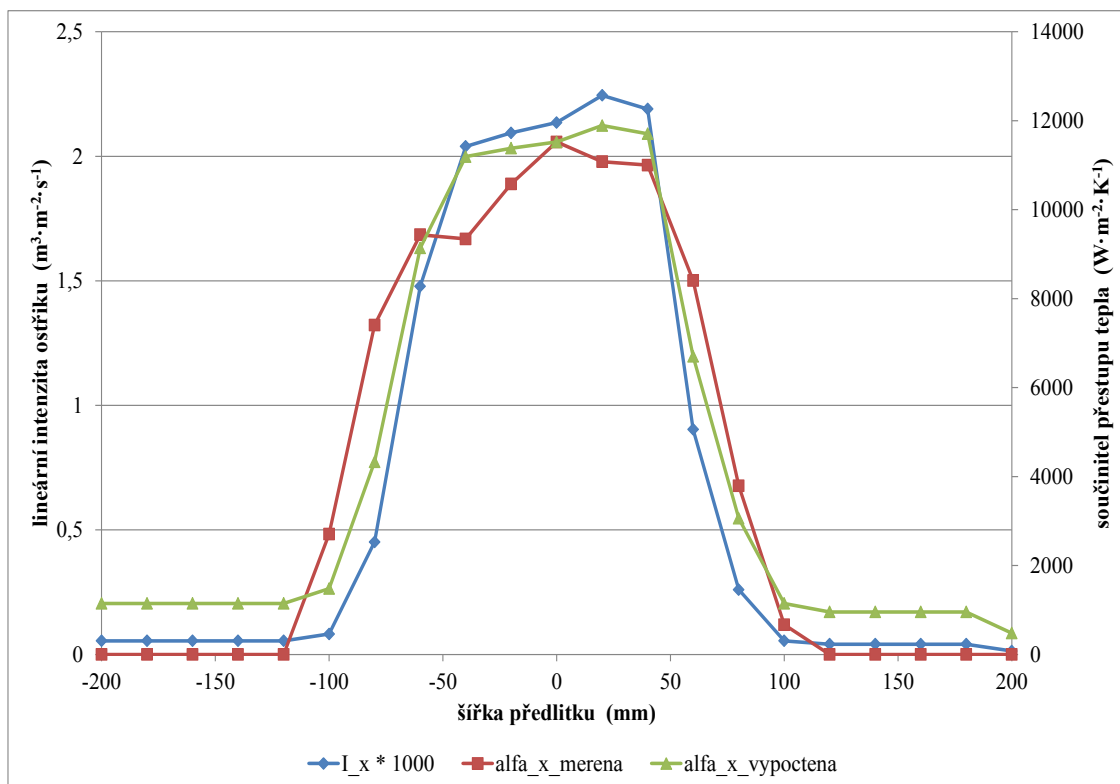


Obr. 83. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha - 2565$ ;  $800^\circ\text{C}$ ;  $0,3\text{ MPa}$

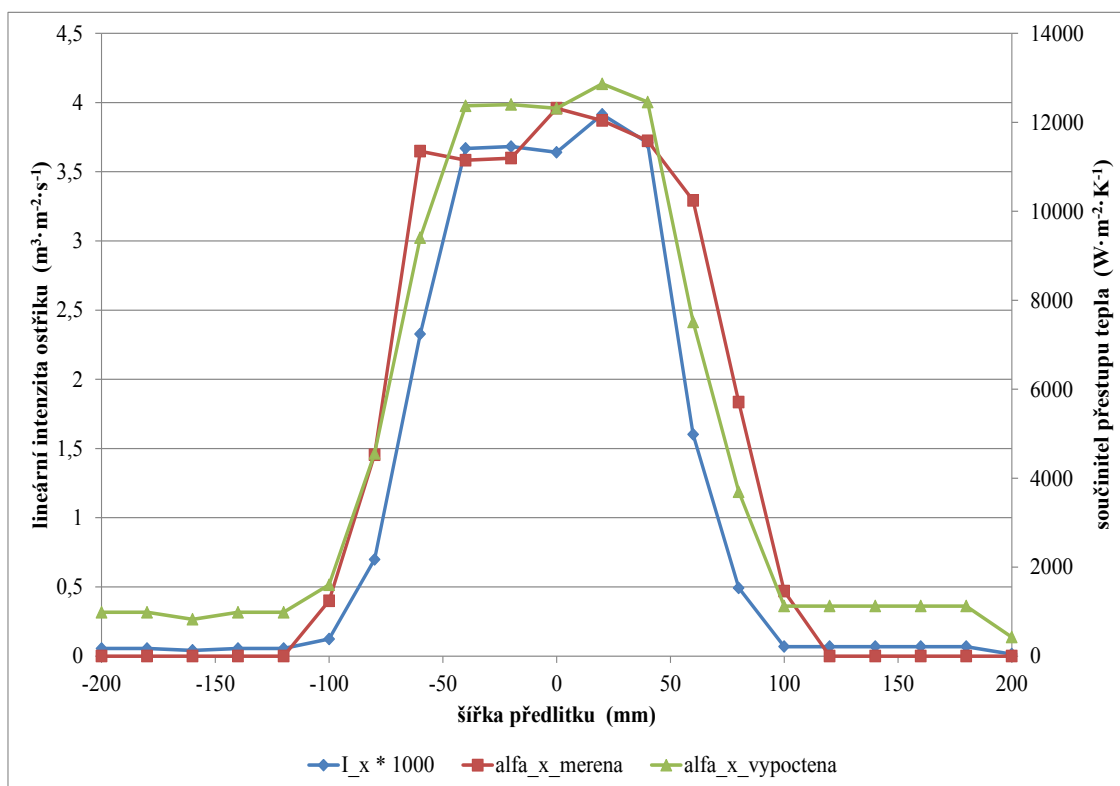


Obr. 84. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha - 2565$ ;  $800^\circ\text{C}$ ;  $1,0\text{ MPa}$

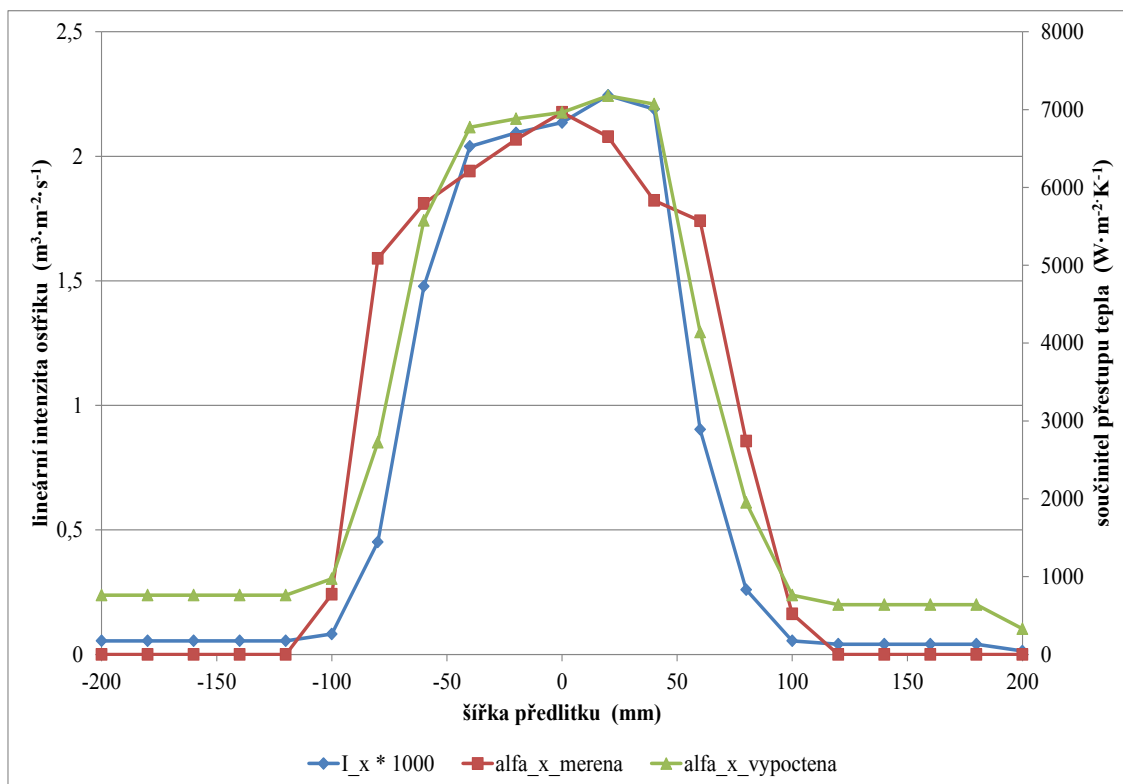




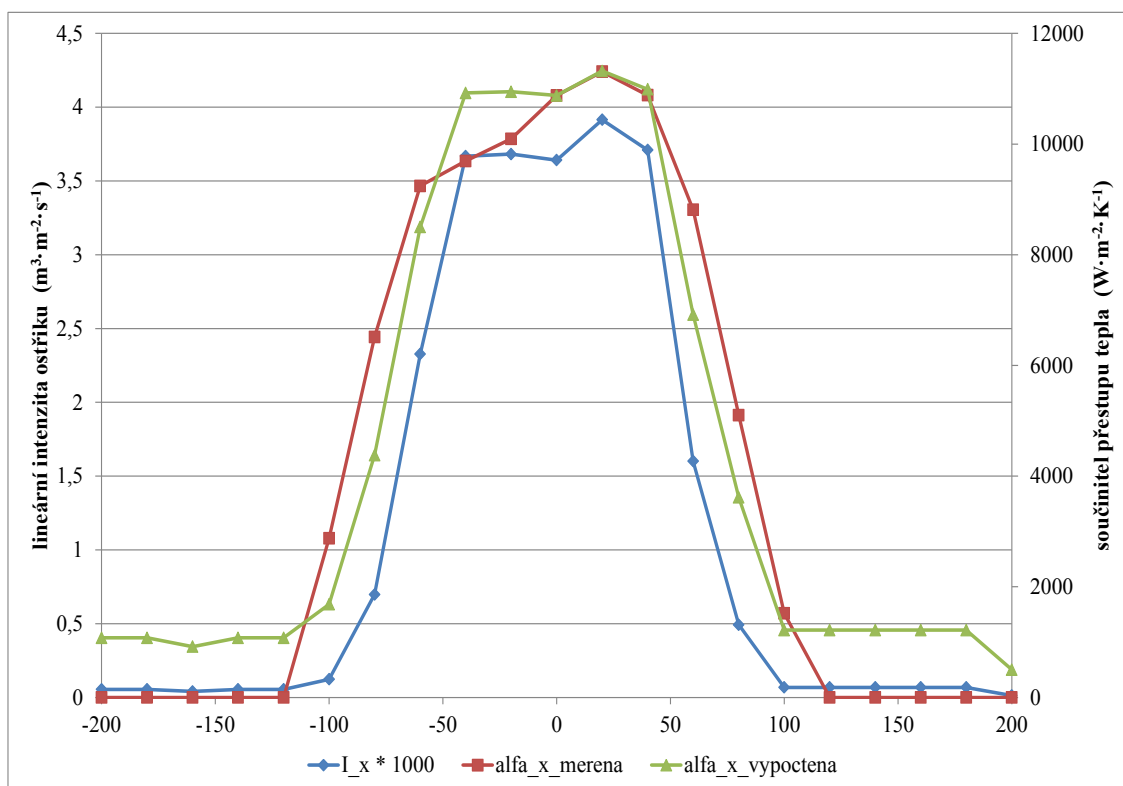
Obr. 85. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha - 3065$ ;  $600^\circ\text{C}$ ;  $0.3\text{ MPa}$



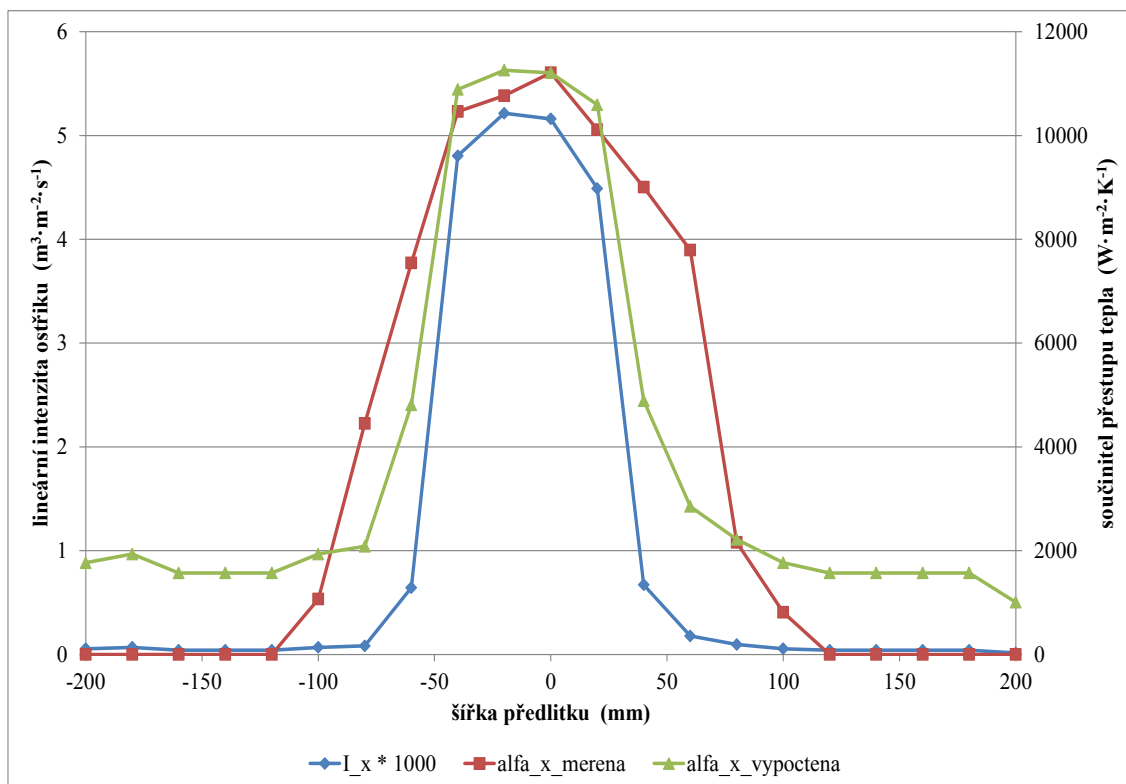
Obr. 86. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha - 3065$ ;  $600^\circ\text{C}$ ;  $1.0\text{ MPa}$



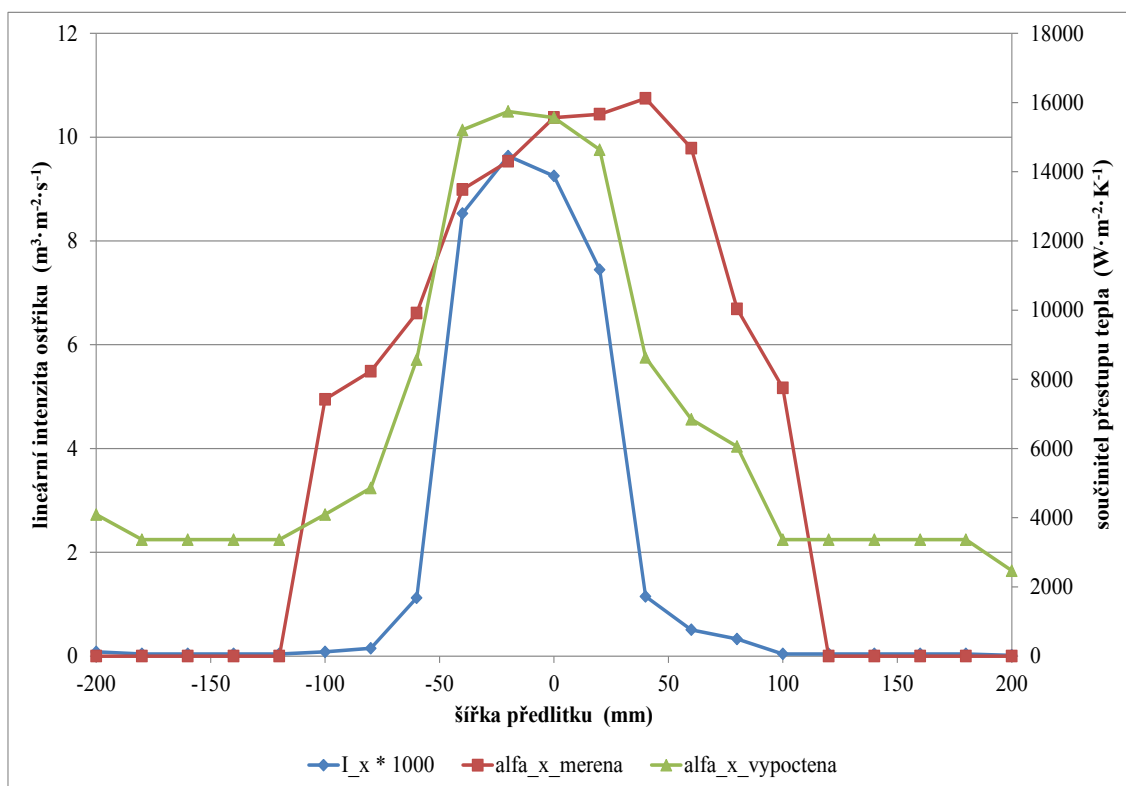
Obr. 87. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha$  – 3065; 800 °C; 0,3 MPa



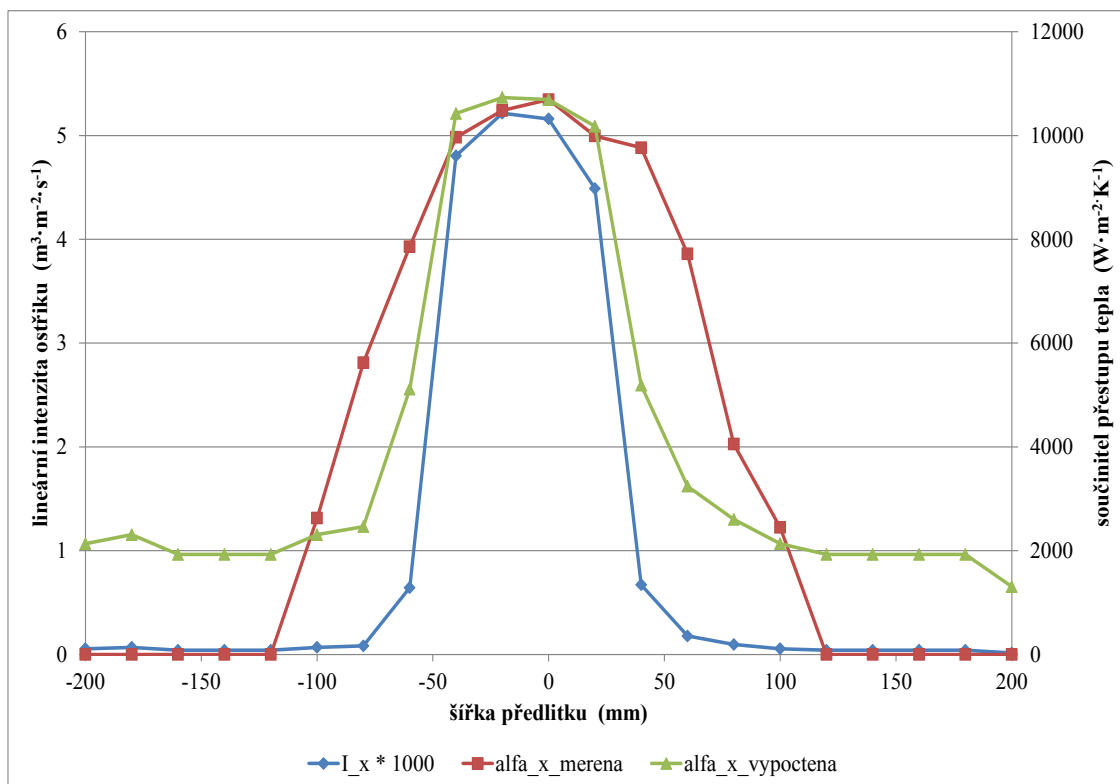
Obr. 88. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha$  – 3065; 800 °C; 1,0 MPa



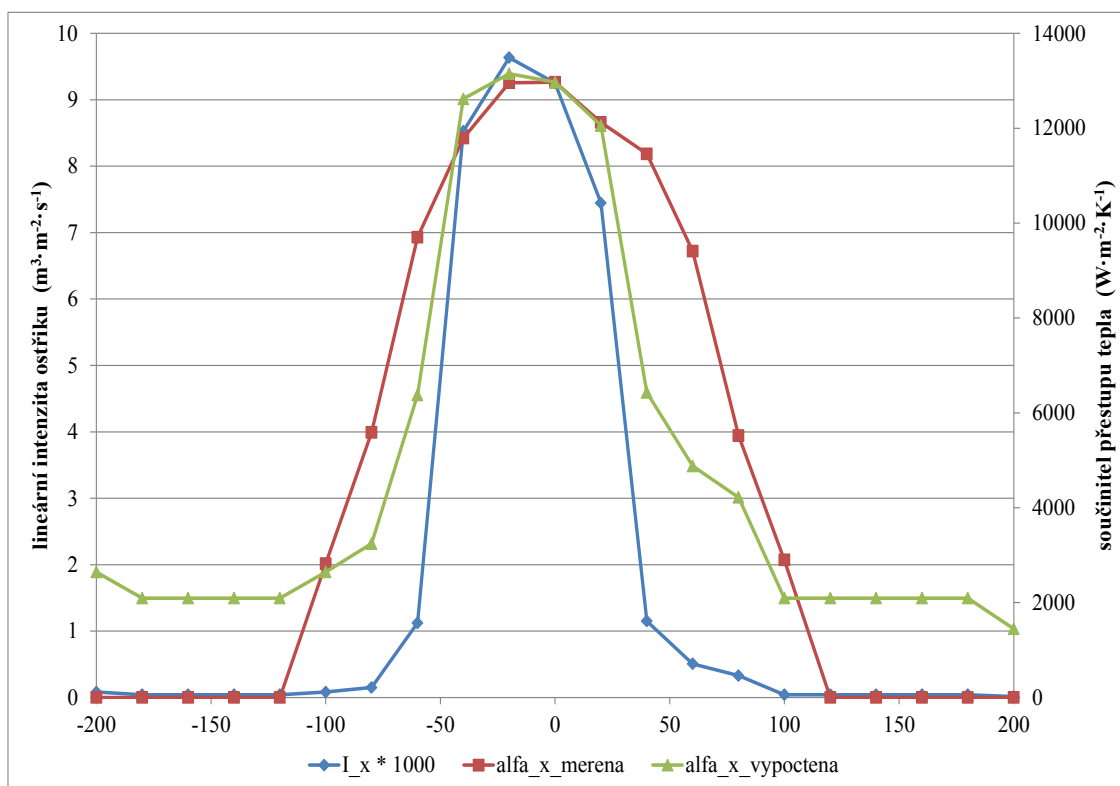
Obr. 89. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha - 4065$ ;  $600^\circ\text{C}$ ;  $0,5\text{ MPa}$



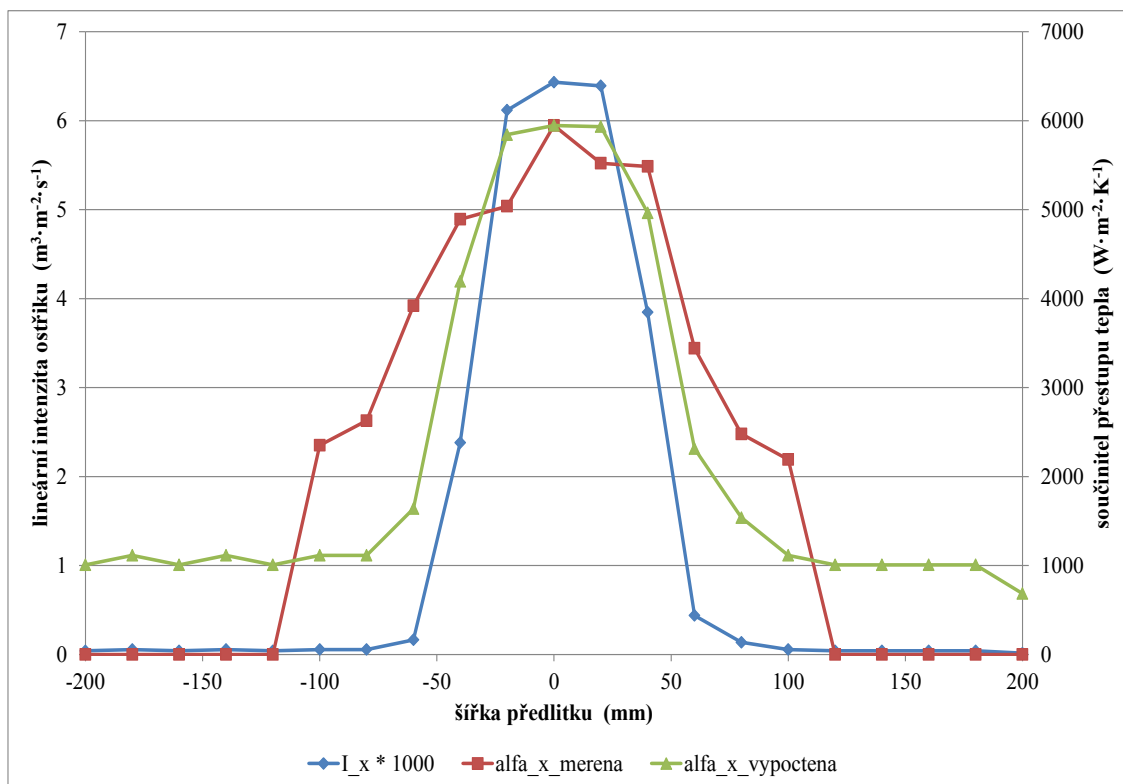
Obr. 90. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha - 4065$ ;  $600^\circ\text{C}$ ;  $1,5\text{ MPa}$



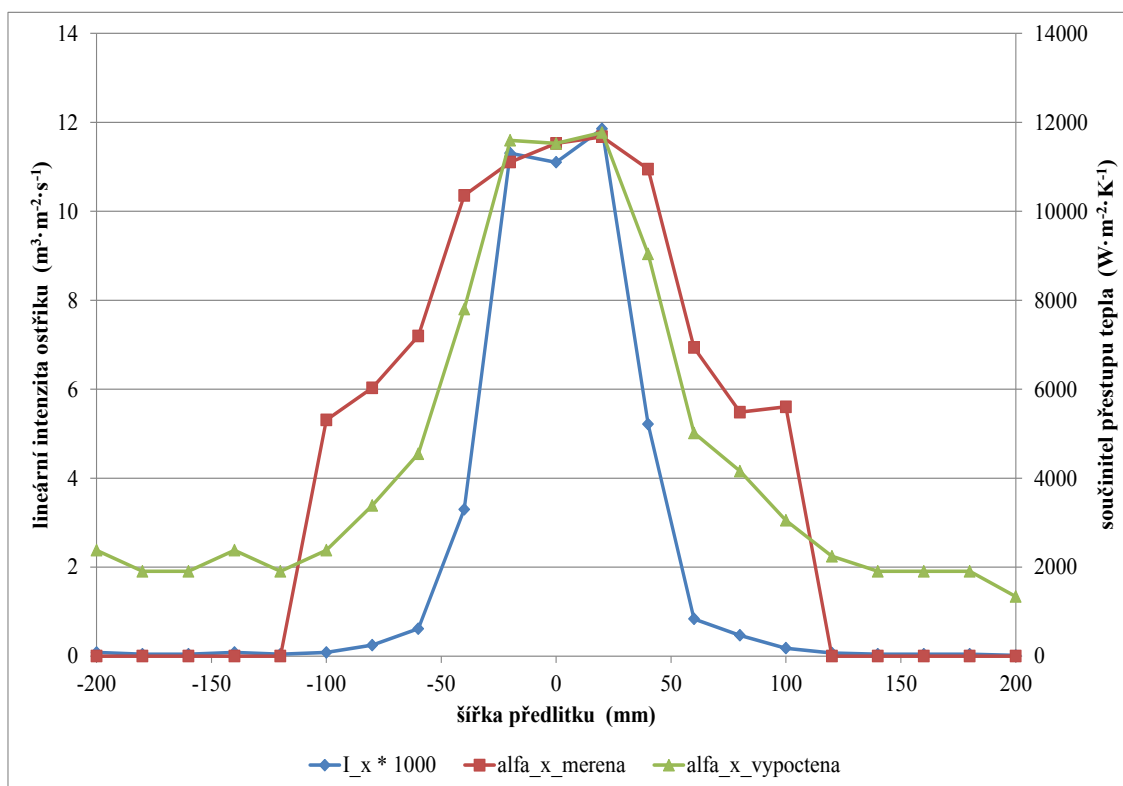
Obr. 91. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha$  – 4065; 800 °C; 0,5 MPa



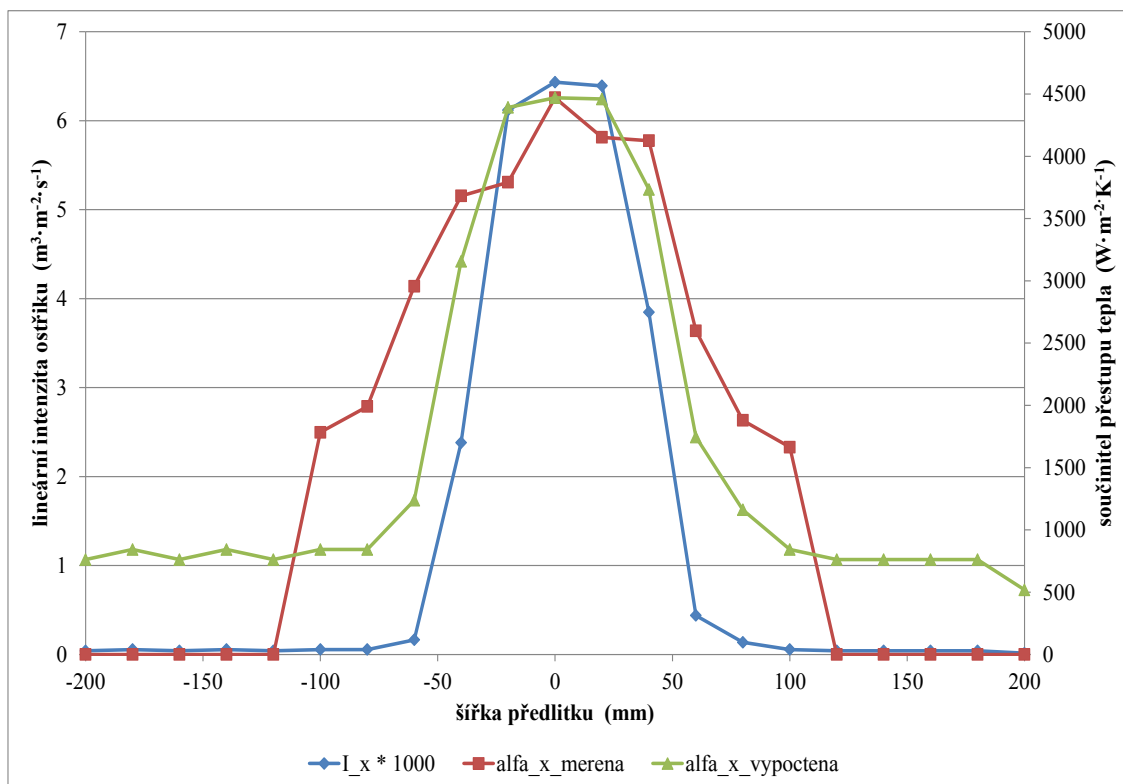
Obr. 92. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha$  – 4065; 800 °C; 1,5 MPa



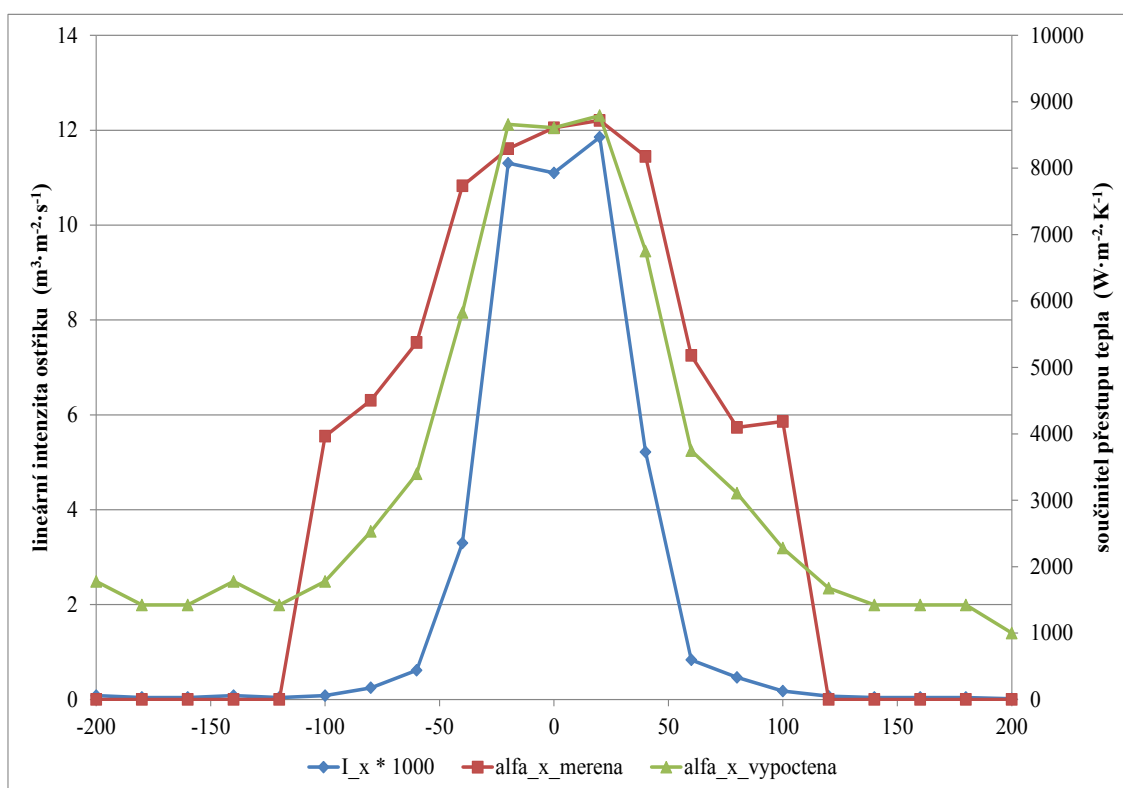
Obr. 93. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha - 5065$ ;  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;  $0,5\text{ MPa}$



Obr. 94. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha - 5065$ ;  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;  $1,5\text{ MPa}$



Obr. 95. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha$  – 5065; 800 °C; 0,5 MPa



Obr. 96. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota  $\alpha$  – 5065; 800 °C; 1,5 MPa

Z provedených testovacích měření vyplývá, že se míra korelace mezi lineární intenzitou ostříku a součinitelem přestupu tepla do značné míry liší pro různé velikosti trysek

a další provozní parametry používané na reálném licím stroji. Obdobné závěry byly publikovány také v předešlých výzkumných studiích katedry tepelné techniky [49, 50].

Byla zjištěna výraznější shoda mezi naměřenými a vypočtenými hodnotami součinitele přestupu tepla u menších trysek jak pro vyšší teplotu chlazeného povrchu, tak pro nižší. Pro větší trysky je možno tvrdit, že jedním z důvodů nedosažení shody může být určitý podíl vody, který se o po dopadu na povrch odrazí, vlivem vyšších průtoků, zpět k trysce.

Tabulka 7. Hodnoty konstanty  $K$  a exponentu  $n$

tryska	teplota (°C)	tlak (MPa)	konstanta $K$ (1)	exponent $n$ (1)
2065	600	0,3	4582,3	0,6295
		1,0	7232,2	0,5894
	800	0,3	3140,3	0,5977
		1,0	3926,1	0,5739
2565	600	0,3	6627,5	0,6596
		1,0	7703,1	0,5718
	800	0,3	3798,7	0,6279
		1,0	4602,7	0,5331
3065	600	0,3	7145,5	0,6298
		1,0	5657,2	0,6021
	800	0,3	4404,2	0,6039
		1,0	5338,2	0,5509
4065	600	0,5	5753,1	0,4065
		1,5	8297,5	0,2827
	800	0,5	5976,0	0,3545
		1,5	6134,0	0,3366
5065	600	0,5	3092,3	0,3513
		1,5	5316,2	0,3215
	800	0,5	2329,7	0,3500
		1,5	3970,3	0,3215

V přecházející tabulce 7 jsou uvedeny vypočtené hodnoty konstanty  $K$  a exponentu  $n$ , které jsou dosazovány do rovnice (46). Tyto hodnoty je tedy možno použít pro určení rozložení součinitele přestupu tepla po šířce ostříkované oblasti pouze ze znalosti lineární intenzity ostříku a také ze znalosti středové referenční hodnoty součinitele  $\alpha$ . Zjištěné korelace mezi lineární intenzitou ostříku a součinitelem přestupu tepla lze využít pro nahrazení časově a energeticky náročnější metody měření součinitele  $\alpha$  na teplém fyzikálním modelu chlazení za jednodušší a časově nenáročné měření lineární intenzity ostříku na studeném fyzikálním modelu.

## 7 NUMERICKÉ MODELOVÁNÍ SEKUNDÁRNÍ OBLASTI CHLAZENÍ

Naměřené a vypočtené hodnoty jsou používány jako okrajové podmínky řešení ve výpočtech chlazení předlitku. Pro výpočet tuhnutí a chladnutí předlitku jsou na katedře tepelné techniky používány dva numerické softwary.

### 7.1 Numerický model KTT

Prvním modelem je program KTT, který byl na katedře tepelné techniky navržen a úspěšně otestován. Program je napsán v programovacím jazyku C++. Pro nestacionární výpočet teplotního pole předlitku používá explicitní metodu sítí. Parametry simulace jsou automaticky nastavovány tak, aby řešení bylo numericky stabilní. Součástí simulačního programu je také algoritmus, umožňující stanovit závislosti jednotlivých fyzikálních parametrů odlévané oceli na teplotě.

Pro výpočet je nejprve nutno definovat vstupní parametry jednotlivých simulací. Tyto parametry je možno ručně definovat v jednotlivých dialogových oknech (obr. 97), nebo je načíst z konfiguračních souborů \*.dcf a \*.dfe.

Základní vstupní parametry jsou:

- rozměr předlitku,
- chemické složení oceli,
- délky jednotlivých oblastí chlazení,
- teplota okolí,
- teplota a rychlost lití,
- výška hladiny oceli v krystalizátoru,
- parametry chladicí vody v krystalizátoru, atd.

The screenshot shows a software interface for configuring simulation parameters. It is organized into several sections:

- Základní konfigurace:** Includes a 'Profil:' dropdown and input fields for 'Délka krystalizátoru [mm]', 'Délka terciární zóny [mm]', 'Rozměr [mm]', 'Teplota okolí [°C]', 'Rychlost lití [m/min]', 'Teplota lití [°C]', 'Výška hladiny [%]', 'Objemový tok chl. vody [m3/h]', and 'Teplotní rozdíl vody [°C]'.
- Chemické složení:** A grid of input fields for the weight percentage of various elements: Uhlík, Křemík, Síra, Nikl, Mangan, Fosfor, Chrom, Vanad, Molybden, Wolfram, Měď, and Titan.
- Simulace:** Divided into two sub-sections:
  - Parametry výpočetní sítě:** Includes 'Celkový počet elementů výpočetní sítě:', 'Poloměr [počet]', 'Délka [počet]', 'Primární zóna (osa Z):', 'Sekundární zóna (osa Z):', 'Terciární zóna (osa Z):', 'delta R [mm]', and 'delta Z [mm]'.
  - Režimy simulace:** Contains two radio buttons: 'Simulovat start lití' (selected) and 'Jen lití'.
- Parametry simulace:** Includes input fields for 'Krok simulace [s]', 'Teplota solidu [°C]', 'Teplota likvidu [°C]', 'Licí rychlost [m/min]', 'Výška hladiny v krys. [mm]', 'Chladicí voda (krys.) [m3/h]', and 'Teplotní rozdíl [°C]'.

A 'Stop' button is located at the bottom right of the interface.

Obr. 97. Vstupní parametry modelu KTT



V dalším dialogovém okně programu je zadávána sekundární oblast chlazení (obr. 98), která je definována počtem jednotlivých subzón s danými velikostmi součinitelů přestupu tepla. Subzóny jsou definovány dle dané provozní konfigurace sekundárních sekcí a velikosti součinitelů přestupu tepla jsou získávány pomocí měření na studeném a teplém modelu fyzikálním modelem.

The screenshot shows a dialog box titled "Sekundární zóna". It contains a table with three columns: "Délka [mm]", "Tryska [mm]", and "Souč.př.tepla [W/m2]". The table has 27 rows, numbered 4 to 30. All cells in the table are currently empty. Below the table, there is a label "Délka sekundární zóny:" followed by a text input field. The dialog box also features standard window controls (minimize, maximize, close) and navigation buttons (back, forward) at the bottom.

	Délka [mm]	Tryska [mm]	Souč.př.tepla [W/m2]
4			
5			
6			
7			
8			
9			
10			
11			
12			
13			
14			
15			
16			
17			
18			
19			
20			
21			
22			
23			
24			
25			
26			
27			
28			
29			
30			

Délka sekundární zóny:

Obr. 98. Nastavení parametrů sekundární zóny

Po spuštění výpočtu je možno jeho postup kontrolovat na výstupním dialogovém okně (obr. 99), které zobrazuje následující parametry:

- doba výpočtu,
- časový krok,
- metalurgickou a celkovou délku předlitku,
- teplotní pole předlitku,
- solidus a likvidus,
- průběh teplot povrchu a středu tuhnoucího předlitku.



Obr. 99. Dialogové okno s výsledky simulace programu KTT

## 7.2 Komerční software ProCAST

Druhým matematickým modelem, který je používán na katedře tepelné techniky je komerčně dodávaný software ProCAST firmy ESI Group. Software byl původně vyvinut pro řešení teplotních a napětových polí při statickém odlévání do forem. Jádrem výpočtu je metoda konečných prvků, u které není potřeba se zabývat numerickou stabilitou, neboť metoda je vždy numericky stabilní.

Software ProCAST je schopen počítat jak rozložení teplot v předlitku, tak rozložení rychlostí proudění tekuté oceli. Program je rovněž schopen počítat napětové stavy a strukturu odlévané oceli pomocí tzv. segregáčního modulu. Program v sobě zahrnuje několik podřadných modulů, z nichž každý slouží pro zadání jiných parametrů potřebných pro výpočet.

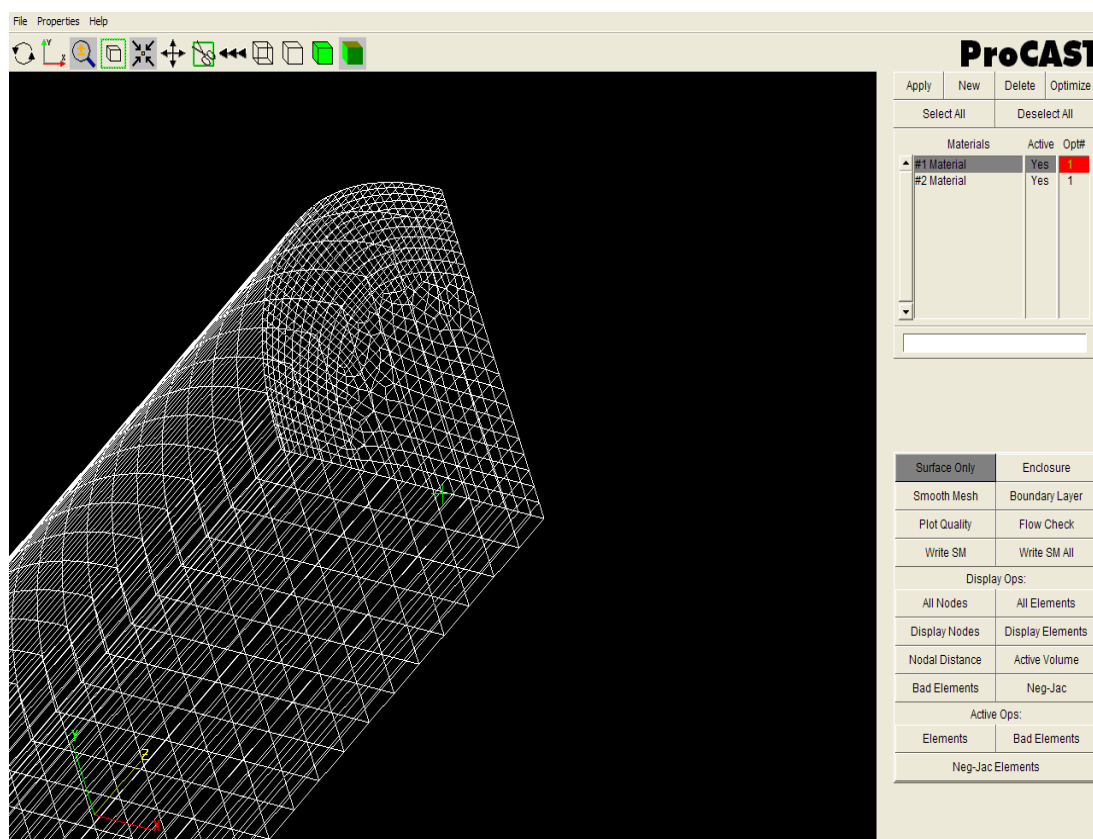
1. Modul MeshCAST: slouží pro definici geometrie tělesa, jeho pokrytí výpočtovou sítí, volba 2D a 3D úlohy.
2. Modul PreCAST: slouží pro definování fyzikálních, počátečních a povrchových podmínek řešení. Termo-fyzikální vlastnosti oceli jsou zde uloženy v rozsáhlé databázi, která může být modifikována dle aktuálního chemického složení odlévané oceli. Počáteční podmínka je zde definována jako teplota lité tekuté oceli. Povrchové podmínky jsou voleny s ohledem na tvar a orientaci tělesa.
3. Modul DataCAST: slouží pro načtení a úpravě datových konfiguračních souborů výpočtu.
4. Modul ProCAST: jedná se o hlavní výpočtové okno softwaru, které spouští nastavený výpočet. Dále se zde nastavují parametry daného výpočtu.

5. Modul VisualCAST: slouží pro zobrazení vypočtených teplotních, rychlostních a napěťových polí. Umožňuje ukládání a převod vypočtených hodnot do MS Excel, tvorbu obrazových výstupů výsledků.

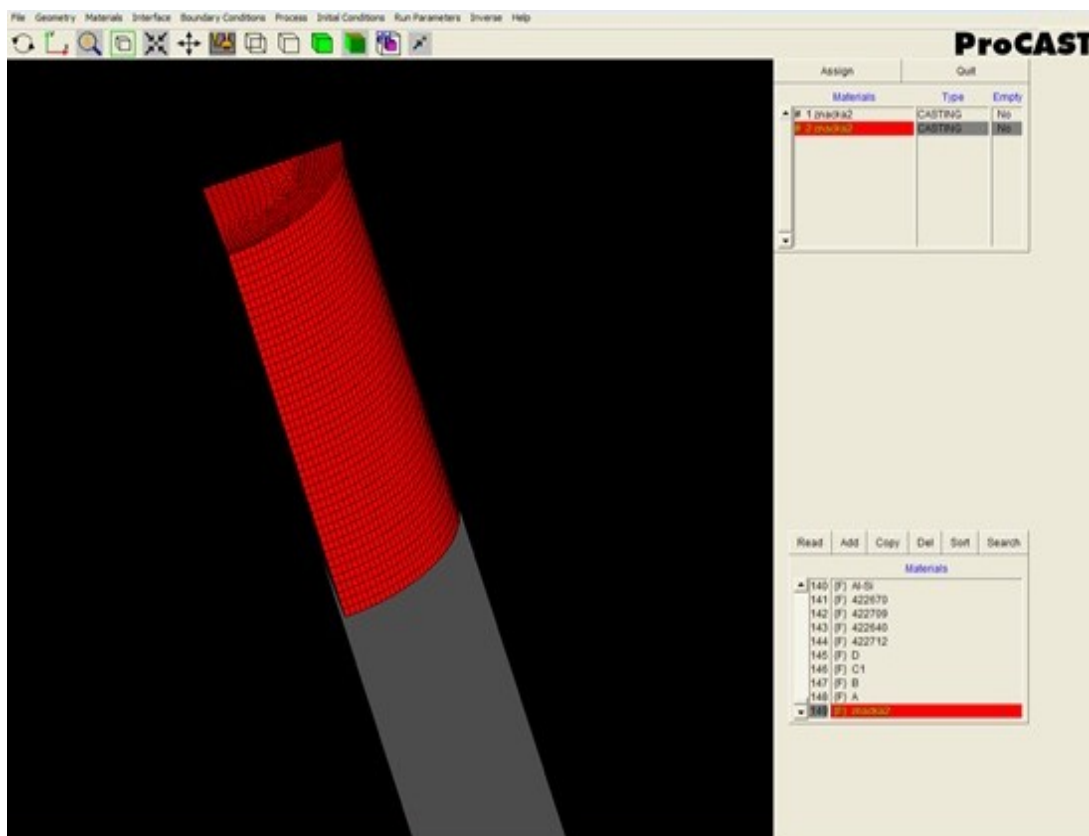
Postup výpočtu je možno kontrolovat v okně „Status“, který také zobrazuje celkový výpočtový čas. Výpočtový čas a nároky na hardware počítače jsou v porovnání s modelem KTT několikanásobně větší.

Jako okrajové podmínky výpočtu jsou v sekundární oblasti chlazení použity naměřené a vypočtené závislosti součinitele přestupu tepla na souřadnici.

Vzorové příklady výsledků vypočtených teplotních polí kruhového předlitku a dalších modulů softwaru ProCAST jsou uvedeny na následujících obrázcích (obr. 100 až obr. 103).



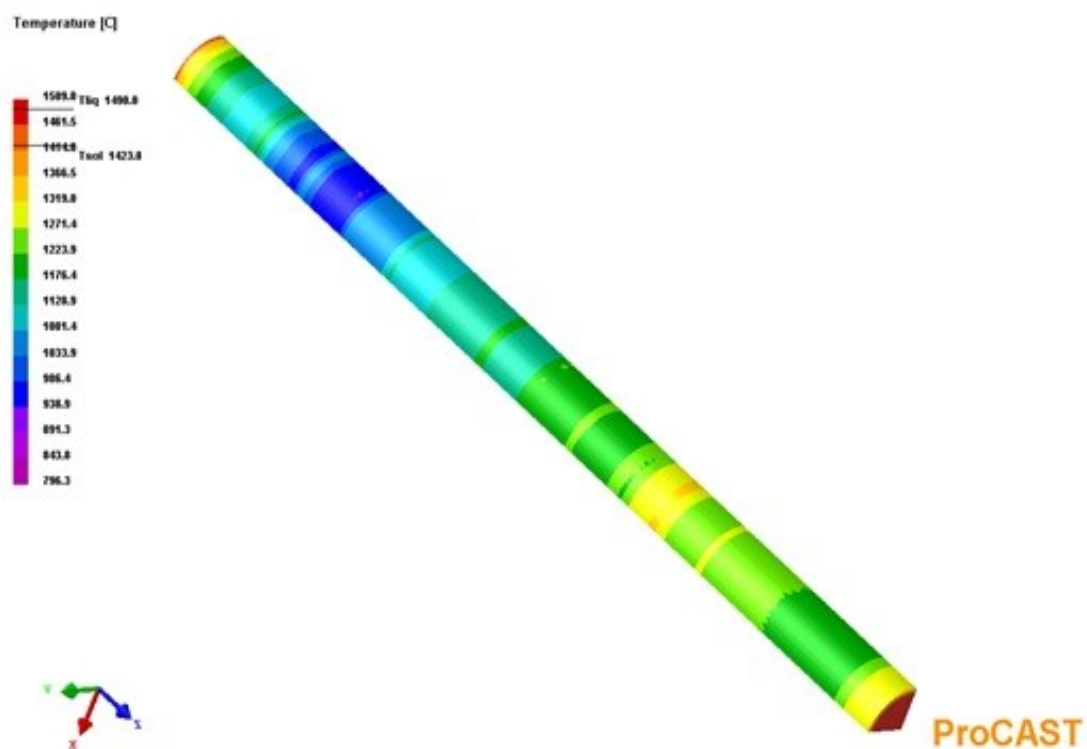
Obr. 100. Modul MeshCAST – definování geometrických podmínek



Obr. 101. Modul PreCAST – definování počátečních a povrchových podmínek



Obr. 102. Modul VisualCAST – zobrazení utuhlé licí kůry v krystalizátoru



Obr. 103. Modul VisualCAST – zobrazení teplotního pole předlitku

## 8 ZÁVĚR

Výzkum odvodu tepla v sekundární oblasti chlazení ZPO je důležitý z hlediska dodržení vysoké kvality předlitků. Intenzita odvodu tepla v sekundární oblasti je při ostřiku vodou charakterizována součinitelem přestupu tepla, jehož velikost je závislá na řadě provozních parametrů. Chladicí účinek trysek není ovlivněn pouze tímto součinitelem, ale také intenzitou ostřiku, udávající rozložení chladicí vody po šířce předlitku. Znalostí těchto rozhodujících parametrů lze snížit vznik povrchových a vnitřních vad a trhlin, což zvyšuje výslednou kvalitu produkce.

Disertační práce se v teoretické části zabývá popisem základních konstrukčních prvků zařízení plynulého odlévání oceli. Detailněji popisuje sekundární oblast chlazení, ve které je kladen důraz na odvod tepla z povrchu tuhnoucího ocelového předlitku a popisem ukazatelů, které mají vliv na kvalitu odlévané oceli. Jsou zde popsány běžně používané systémy chlazení se zaměřením na jednotlivé typy trysek od několika výrobců. Chladicí systémy jsou děleny dle způsobu rozstřiku chladicího média na jednosložkové a dvousložkové. Znalost ostřikových charakteristik jednotlivých trysek používaných pro ostřikové chlazení předlitku, je velmi důležitá pro optimální návrh sekundární oblasti chlazení. Správná volba použitých trysek do značné míry ovlivňuje způsob chlazení předlitku. Pro každé odlévací zařízení, chemické složení odlévané oceli a velikost a geometrický tvar předlitku mohou být tedy použity jiné konfigurace chladicích trysek s odlišnými parametry sekundární oblasti chlazení.

V další části práce jsou popsány základní typy sdílení tepla uplatňující se při chlazení předlitku proudem vody. Teplo z předlitku je v sekundární oblasti chlazení převážně odváděno částečným odpařením dopadající chladicí vody, další část tepla předlitku je odebírána vedením do vodicích a opěrných válců. Nejmenší podíl připadá na sdílení tepla zářením, které se uplatňuje spolu s volnou konvekcí v místech, jež nejsou ve styku s chladicí vodou. Sdílení tepla za současné změny skupenství je fyzikálně podstatně složitější děj než přirozená nebo nucená konvekce. V tomto případě se zde uplatňuje sdílení tepla při změně skupenství z kapalného v plynné. Dle teorie existuje několik typů varů vody, které lze dělit pomocí teploty ochlazovaného povrchu na volné odpařování, bublinkový a blánový var. V sekundární oblasti chlazení se nejvíce vyskytuje bublinkový a blánový var vody. Z hlediska velikosti odvedeného tepla z povrchu předlitku by bylo vhodnější zajistit tvorbu pouze bublinkového varu vody, což je v provozní praxi jen obtížně realizovatelné. Při chlazení předlitku se vždy vyskytuje kombinace obou typů varu vody v určitém poměru, který souvisí s teplotou chlazeného povrchu předlitku.

Experimentální část disertační práce je zaměřena na popis fyzikálních modelů chlazení, které slouží pro stanovení okrajových podmínek řešení Fourierovy rovnice vedení tepla v sekundární oblasti chlazení ZPO. Tyto okrajové podmínky jsou reprezentovány lineární intenzitou ostřiku, měřenou na studeném fyzikálním modelu, a součinitelem přestupu tepla, který lépe vypovídá o skutečném odvodu tepla z horkého povrchu předlitku. Byl testován ucelený soubor běžně používaných typů trysek, které byly posuzovány v konfiguracích vyskytujících se na reálných lících strojích.

Studený fyzikální model postavený na katedře tepelné techniky umožňuje měření tzv. lineární intenzity ostřiku. V podélném směru, kterým se předlitek pohybuje, je měřené množství dopadající vody průměrováno. Každé místo předlitku je v podélném směru chlazeno stejným množstvím vody, proto lze tuto zjednodušenou testovací metodu s výhodou použít pro stanovení okrajových podmínek řešení jednoduchých teplotních numerických algoritmů. Z výsledků měření na studeném fyzikálním modelu je pro větší trysky a větší tlaky patrná

tvorba kráteru ve středu ostřikového obrazce, která může být způsobena změnou charakteru proudění v tělese trysky.

Testované trysky byly dále posuzovány z hlediska opotřebení. Během provozu na licím zařízení dochází k zanášení trysek sloučeninami železa, které mohou být přinášeny do trysek proudem vody. Tyto sloučeniny se zřejmě uvolňují z vnitřního povrchu ocelového potrubí, přivádějícího chladicí vodu do sekundární oblasti. Celý tento systém by proto měl být konstruován z nerezové oceli. Tyto závěry potvrdily, jak chemické analýzy nových, použitých a čištěných trysek, tak experimentální měření intenzity ostřiku. U použitých trysek lze doporučit pouze jedno čištění, které tryskám prakticky navrácí jejich původní parametry.

Teplý fyzikální model je vybaven přímožhavenou sondou, ohřívanou pomocí transformátoru, na němž je měřen elektrický příkon, potřebný pro udržení konstantní teploty žhavené sondy. Ze znalosti elektrického příkonu je možno stanovit hodnotu součinitele přestupu tepla při ostřiku. Celý model je ovládán pomocí řídicí aplikace, která také zaznamenává okamžité hodnoty příkonu a teploty sondy. Z výsledků měření na teplém fyzikálním modelu vyplývá, že vyšších hodnot součinitele přestupu tepla je dosahováno při nižších teplotách chlazeného povrchu. Toto je způsobeno typem varu vody na horkém povrchu předlitku. Z teorie lze usuzovat, že při nižších teplotách povrchu se vyskytuje pouze bublinkový var, který zajišťuje vyšší odvozy tepla. Toto tvrzení lze potvrdit pouze za využití vysokorychlostní kamery, která je schopna tento jev zaznamenat. Velikost součinitele přestupu tepla je také značně závislá na tlaku chladicí vody. Při zvýšení tlaku o 150 % dojde ke dvojnásobnému zvýšení hodnot součinitele  $\alpha$ . Trysky s menším průtokem chladicí vody vykazovaly nárůst hodnoty součinitele přestupu tepla současně se zvětšováním množství chladicí vody. Pro trysky s většími průtoky byl tento průběh opačný, což může být způsobeno velkým množstvím vody, které pokrývá povrch předlitku a dochází k jejímu stékání po povrchu, což může snižovat odvod tepla.

V porovnání se studeným modelem je měření na teplém modelu několikanásobně energeticky i časově náročnější. Je tedy snaha o vytvoření korelačních závislostí mezi oběma modely. Nalezení těchto funkcí bylo značně komplikované, neboť obě metody se od sebe značně liší. Zatímco studený fyzikální model uvažuje jako proměnné veličiny pouze tlak chladicí vody a vzdálenost trysky od povrchu, je nutno při měření na teplém modelu uvažovat také s teplotou chlazeného povrchu. Tato teplota do značné míry ovlivňuje velikost odvodu tepla z povrchu tuhnoucího předlitku. Nalezené korelační závislosti se blíží mocninné funkci. Pro zjištění exponentu  $n$  byla použita statistická metoda nejmenších čtverců. Pro výpočet průměrných hodnot součinitele  $\alpha$  je tedy nutno znát pouze lineární intenzitu ostřiku a referenční hodnotu součinitele  $\alpha$ , měřenou ve středu ostřikového obrazce. Nalezené korelační závislosti lépe korespondují u menších trysek, pro které se hodnota exponentu  $n$  pohybuje v rozmezí 0,53 až 0,65.

Tyto získané závislosti mohou být použity jako okrajové podmínky simulačních modelů, řešících kinetiku teplotního pole předlitku při jeho průchodu licím strojem. V současnosti jsou okrajové podmínky přibližně odvozovány pouze z ostřikových charakteristik. Příklad použití výsledků experimentálních měření byl dokumentován na dvou numerických modelech. První z nich byl vyvinut na katedře tepelné techniky a je založen na principu metody konečných diferencí. Druhým modelem je komerčně dodávaný software ProCAST, který používá k výpočtu metody konečných prvků. Použitím těchto matematických modelů lze s výhodami predikovat přibližně reálné podmínky odlévání, nastavovat jednotlivé parametry licího stroje a tím snižovat zmetkovitost a zvyšovat kvalitu odlévané oceli.

Výsledkem disertační práce je ucelený soubor nových poznatků z oblasti determinace okrajových podmínek při ostřiku chlazeného povrchu tuhnoucího předlitku vodními tryskami.

Z naměřených a vypočtených hodnot byla získána komplexní databáze trysek, ze kterých byly vytvořeny korelační závislosti mezi jednotlivými metodami měření fyzikálních veličin. Tyto závislosti umožní nahrazovat jednotlivé testovací metody a tím urychlí objektivní posouzení chladicích účinků běžně používaných typů trysek. Vzájemný vztah obou charakteristik umožní lépe definovat okrajové podmínky ve všech oblastech techniky, u nichž jsou vodní trysky používány k chlazení povrchů, zahřátých na teploty mezi 600 °C až 800 °C.



## 9 CONCLUSION

Research of the heat removal in secondary cooling zone of the continuous casting machine (CCM) is important in terms of compliance with high quality blanks. The intensity of the heat removal with water spray in the secondary zone is characterized by the heat transfer coefficient, whose value depends on a number of operating parameters. The cooling effect of the nozzles is not only influenced by this coefficient, but also by the spraying intensity, which indicates distribution of cooling water across the width of a billet. The knowledge of these determining parameters can reduce the origination of surface and internal defects and cracks, which increase the quality of steel production.

The thesis in the theoretical part describes basic construction elements of the CCM for steel production. The secondary cooling zone, where heat removal from the surface of the solidifying steel billets is the critical parameter and description of indicators that influence the quality of cast steel are described in detail. Further, commonly used cooling systems with a focus on different types of nozzles from several manufacturers are also mentioned. The cooling systems are divided according to the spray coolant on the single fluid and twin fluid systems. The knowledge of the spraying characteristics of the nozzles, which are used for cooling of a billet is very important for the optimal design of the secondary cooling zone. The correct choice of a nozzle has impact on the cooling process of a blank. Each casting machine, chemical composition of a liquid steel and size and geometric shape of billets require different configurations of cooling nozzles with different parameters of the secondary cooling zone.

The next chapter describes the basic types of the heat transfer during cooling of billets with water. The heat from a billet is in the secondary cooling zone mostly removed by partial evaporation of cooling water, another part of the heat from a billet is removed by conduction to guide and support rollers. The smallest portion of the heat is removed by radiation, which is applied together with free convection in places that are not in direct contact with the cooling water. Heat transfer with the phase change is physically much more complex problem than the natural or forced convection. In this case, the heat transfer occurs together with phase change from the liquid into the vapour. In general, there are several types of boiling of water, which can be divided by the temperature of cooled surface into free evaporation, bubble, and film boiling. In the secondary cooling zone the most occurring type of boiling of water are bubble and film type. Regarding the amount of the heat removed from the surface of the billet it would be more preferable to ensure the bubble boiling of the water only. However, it is difficult to implement this demand in practice. The secondary cooling always comprises a combination of both types of water boiling in a specific ratio, which is related to the surface temperature of cooled billets.

The experimental part of the thesis is focused on the description of the physical models of cooling, which is used to determine the boundary conditions of the solution of Fourier's heat conduction equation in the secondary cooling zone of the CCM. These boundary conditions are represented by the linear spraying intensity, which is measured by the cold physical model, and the heat transfer coefficient, which better reflects the real heat transfer from the hot surface of the billet. A comprehensive set of commonly used nozzles was assessed in the configurations occurring in the real casting machines.

The cold physical model designed at the Department of Thermal Engineering provides a measurement of the linear spraying intensity. In the longitudinal direction in which the billet moves the measured amounts of cooling water are averaged. Each location on the billet is cooled in the longitudinal direction by the same amount of water, thus it is a simplified test method preferably used to determine the boundary conditions of simple thermal numerical

algorithms. From the results which are measured by the cold physical model it is evident that the larger nozzles and high water pressure lead to creation of crater in the center of the spray pattern, which could be caused by changing of the flow in the nozzle body.

The tested nozzles were evaluated in term of the wear. During the operation on the casting machine the nozzle's inner body is covered by compounds of iron, which may be brought to the nozzles with the cooling water. These compounds are apparently released from the inner surface of the steel pipes, which brings the cooling water to the secondary zone. The entire cooling system should be therefore constructed from stainless steel. These conclusions are confirmed by chemical analysis of new, used and cleaned nozzle and experimental measurements of linear spraying intensity. It can be recommended for the used nozzles to apply only one cleaning which helps to restore the original parameters.

The hot physical model is equipped with the direct heated probe, which is heated via a transformer in which the electrical power required for maintaining a constant temperature of the probe is measured. The knowledge of electrical power enables to determine the heat transfer coefficient during the spraying. The entire model is controlled by the control application, which also records the actual values of electric power and temperature of the probe. The results of measurements by the hot physical model show that higher values of heat transfer coefficient are achieved at lower temperatures of cooled surface. This is due to the type of water boiling on a hot probe surface. The theory suggests that at lower temperatures only bubble boiling occurs on the surface, which provides greater heat removal. This statement can be confirmed by using only high-speed camera, which is able to record this phenomenon. Size of the heat transfer coefficient is also strongly dependent on the pressure of the cooling water. Pressure increase of 150 % leads to a double increase in the values of the HTC. The nozzles with a lower cooling water flow rate show increase of the value of heat transfer coefficient together with the increasing the amount of cooling water. Nozzles with larger flow rates were observed to have this process inverse, which may be given by the large amount of water that covers the surface of a billet and leads to her flow down on the surface, which can reduce heat removal.

In comparison with the cold model, the measurement using the hot model is much more energy and time-consuming. Therefore, it is needed to create correlation dependence between the two models. Finding these functions has been greatly complicated due to specific differences between both methods. While the cold physical model takes into account only the cooling water pressure and the distance of the nozzle from the surface, the hot model in addition considers the temperature of cooled surface. This temperature is largely influenced by the size of the heat transfer from surface of the solidifying billet. The obtained correlation dependences are close to the power function. To determine the exponent  $n$  the statistical method of least squares was used. To calculate the average values of the HTC it is therefore necessary to know only linear spraying intensity and the reference value of the HTC, measured at the nozzle's center spray pattern. The correlation dependences found better correspond to the smaller nozzles, for which the value of the exponent  $n$  is in the range of 0.53 to 0.65.

These acquired dependences can be used as boundary conditions for the simulation models, solving thermal field kinetics of billets during their moving through the casting machine. Currently, the boundary conditions are approximately derived only from spraying characteristics. Example of usage of the experimental results was documented on two numerical models. The first one was developed at the Department of Thermal Engineering and is based on the finite difference method. The second model is commercially available software ProCAST, which operates using the finite element method. Using these mathematical models we can with advantages predict approximately real casting conditions,

to adjust individual parameters of casting machine and thereby reduce spoilage and increase the quality of casted steel.

The result of the thesis is the comprehensive set of new knowledge in the field of boundary conditions determination for cooling by water nozzles. The measured and calculated data enabled obtaining the complex database of nozzles from which correlation dependences between different methods of measurement of physical quantities were created. These dependencies may replace the different testing methods and thereby accelerate the objective assessment of the cooling effects of commonly used types of nozzles. The relationship of these two characteristics will help to better define the boundary conditions in all fields of potential usage where the water nozzles are used to cool the surfaces heated to temperatures between 600 °C to 800 °C.

## POUŽITÉ LITERÁRNÍ ZDROJE

- [1] VADER, D. T. *Convective boiling heat transfer from a heated surface to an impinging, planar jet of water*. PhD Thesis 1988, Purdue University, West Lafayette.
- [2] WOLF, D. H. *Turbulent development in a free surface jet and impingement boiling heat transfer*. PhD Thesis 1993, Purdue University, West Lafayette.
- [3] OUATTARA, A., MAILLET, D., GRADECK, M., REMY, B., LEBOUCHÉ, M. Estimation of wall conditions for transient water jet cooling of hot metals using an inverse heat conduction based on an analytical model. In *5th European Thermal-Sciences Conference: 18.-22. 5. 2008*. Eindhoven, Nederland: ISBN 978-90-386-1274-4.
- [4] ROBIDOU, H., AURACHER, H., GARDIN, P., LEBOUCHÉ, M. Controlled cooling of a hot plate. In *5th Conference on Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, 24.-28. 9. 2001*. Thessaloniki, Greece.
- [5] LIU, Z. H., WANG, J. Study on film boiling heat transfer for water jet impinging on high temperature flat plate. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2001, vol. 44, Issue 13, s. 2475-2481, Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0017931000002817>>. ISSN 0017-9310.
- [6] HAGERS, J. J. Basic Technical considerations for application of spray nozzles to chemical processing. *47th Chemical Processing Industry Exposition*. New York: 1997.
- [7] BRIMACOMBE, J. K. The challenge of quality in continuous casting processes. *Metallurgical and Materials Transactions: B*. 1999, vol. 30, Issue 4, s. 553-566. Dostupný též z WWW: <<http://www.springerlink.com/content/j715182420646994>>. ISSN: 1073-5615.
- [8] WHEALAN, B. P., ROBINSON, A. J. Nozzle geometry effects in liquid jet array impingement. *Applied Thermal Engineering*, 2009, vol. 29, Issues 11-12, s. 2211-2221. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359431108004432>>. ISSN 1359-4311
- [9] CIOFALO, M., CARONIA, A., DI LIBERTO, M., PULEO, S. The Nukiyama curve in water spray cooling: Its derivation from temperature–time histories and its dependence on the quantities that characterize drop impact. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2007, vol. 50, Issues 25-26, s. 4948-4966. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S001793100700600X>>. ISSN 0017-9310.
- [10] CASAMIRRA, M., CASTIGLIA, F., GIARDINA, M., LOMBARDO, C., CELATA, G. P., MARIANI, A., SARACENO, L. Rewetting of a hot vertical surface by liquid sprays. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 2005, vol. 29, Issue 7, s. 885-891. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0894177705000324>>. ISSN 0894-1777.

- [11] CELATA, G. P., CUMO, M., LOMBARDO, C., MARIANI, A., SARACENO, L. Experimental result on rewetting of hot surfaces by droplet impingement. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 2005, vol. 29, Issue 3, s. 275-285. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0894177704000652>>. ISSN 0894-1777.
- [12] CELATA, G. P., CUMO, M., GALLO, D., MARIANI, A., ZUMMO, G. A Photographic study of subcooled flow boiling burnout at high heat flux and velocity. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2007, vol. 50, Issues 1–2, s. 283-291. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0017931006003772>>. ISSN 0017-9310.
- [13] VISARIA, M., MUDAWAR, I. Effects of high subcooling on two-phase spray cooling and critical heat flux. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2008, vol. 51, Issues 21-22, s. 5269-5278. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0017931008001890>>. ISSN 0017-9310.
- [14] LIN, L., PONNAPPAN, R. Heat transfer characteristics of spray cooling in a closed loop. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2003, vol. 46, Issue 20, s. 3737-3746. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0017931003002175>>. ISSN 0017-9310.
- [15] CHEN, R. H., CHOW, L. C., NAVEDO, J. E. Effects of spray characteristics on critical heat flux in subcooled water spray cooling. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2002, vol. 45, Issue 19, s. 4033-4043. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0017931002001138>>. ISSN 0017-9310.
- [16] NOZAKI, T., MATSUNO, J. I., MURATA, K. aj. Transaction of the iron and steel institute of Japan. 1978.
- [17] GULATI, P., KATTI, V., PRABHU, S. V. Influence of the shape of the nozzle on local heat transfer distribution between smooth flat surface and impinging air jet. *International Journal of Thermal Sciences*. 2009, vol. 48, Issue 3, s. 602-617. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1290072908001129>>. ISSN 1290-0729.
- [18] VORSTER, W. J. J., SCHWINDT, S. A., SCHUPP, J., KORSUNSKY, A. M. Analysis of the spray field development on a vertical surface during water spray-quenching using a flat spray nozzle. *Applied Thermal Engineering*. 2009, vol. 29, Issue 7, s. 1406-1416. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359431108003323>>. ISSN 1359-4311.
- [19] PASANDIDEH-FARD, M., AZIZ, S. D., CHANDRA, S., MOSTAGHIMI, J. Cooling effectiveness of a water drop impinging on a hot surface. *International Journal of Heat and Fluid Flow*. 2001, vol. 22, Issue 2, s. 201-210. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142727X00000862>>. ISSN 0142-727X.

- [20] WENDELSTORF, J., SPITZER, K. H., WENDELSTORF, R. Spray water cooling heat transfer at high temperatures and liquid mass fluxes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2008, vol. 51, Issues 19-20, s. 4902-4910. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0017931008001415>>. ISSN 0017-9310.
- [21] WENDELSTORF, R., SPITZER, K. H., WENDELSTORF, J. Effect of oxide layers on spray water cooling heat transfer at high surface temperatures. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2008, vol. 51, Issues 19-20, s. 4892-4901. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0017931008001403>>. ISSN 0017-9310.
- [22] SHAMSI, M. R. R. I., AJMANI, S. K. Analysis of mould, spray and radiation zones of continuous billet caster by three-dimensional mathematical model based on a turbulent fluid flow. *Steel Research International*, 2010, vol. 81, Issue 2, s. 132-141. Dostupný též z WWW: <<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-77949441688&partnerID=40&md5=95caf409fd0e14ebfcda64d9504b656b>>. ISSN 1611-3683.
- [23] LOUHENKILPI, S., MÄKINEN, M., VAPALAHTI, S., RÄISÄNEN, T., LAINE, J. 3D steady state and transient simulation tools for heat transfer and solidification in continuous casting. *Materials Science and Engineering: A*. 2005, vol. 413-414, s. 135-138. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509305010105>>. ISSN 0921-5093.
- [24] JANIK, M., DYJA, H., BERSKI, S., BANASZEK, G. Two-dimensional thermomechanical analysis of continuous casting process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2004, vol. 153-154, s. 578-582. Dostupný též z WWW: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S092401360400473X>>. ISSN 0924-0136.
- [25] HNÍZDIL, M., RAUDENSKÝ, M. Influence of Water Temperature on the Cooling Intensity During Continuous Casting and Hot Rolling. 21. *mezinárodní konference metalurgie a materiálů METAL 2012*, 23.-25. 5. 2012, Brno. Tanger s. r. o.. Dostupný též z WWW: <<http://www.metal2012.com/files/proceedings/02/reports/104.pdf>>. ISBN 978-80-87294-29-1.
- [26] BÖHM, Z., CAGAŠ, J., DOLEJŠÍ, Z. aj. Plynulé odlévání oceli. 1. vyd. Praha: SNTL, 1992. 448 s. ISBN 80-03-00661-9.
- [27] DOLEJŠÍ, Z., RÉDR, M., PŘÍHODA, M. aj. *Plynulé odlévání oceli: Poradenská příručka č. 42/1*. 2. vyd. Praha: TEVÚH v Praze, 1989. 384 s. ISBN 06-026-89.
- [28] IRVING, W. R. *Continuous casting of steel*. 1. vyd. Cambridge: The university press, 1993. 207 s. ISBN 0-901716-53-7.
- [29] Ve-CA Steel. VE-CA STEEL © 2007-2012 ALL RIGHTS RESERVED. [online]. [cit. 2012-02-22]. Dostupné z: <http://www.vecasteel.com/default.asp?hareket=prdgrp3-6>.
- [30] Finkelstein-Metals - Plant, Continuous Casting Process. FINKELSTEIN METALS LTD. [online]. [cit. 2012-02-22]. Dostupné z: [http://finkelstein-metals.com/plant\\_cont.html](http://finkelstein-metals.com/plant_cont.html).

- [31] PŘÍHODA, M. aj. Analýza teplotních profilů v krystalizátoru ZPO při lití kruhových bloků. In *Proc. XVII. International conference departments of fluid mechanics and thermomechanics*. 1998, Herľany, s. 168-172. ISBN: 80-88896-19-3.
- [32] Dashan Group. DALIAN DASHAN GROUP. [online]. [cit. 2012-02-23]. Dostupné z: <http://www.dldsgroup.com/en/index.asp>
- [33] PŘÍHODA, M., BAŽAN, J., DOBROVSKÁ, J. aj. *Nové poznatky z výzkumu plynulého odlévání oceli*. 1. vyd. Ostrava: VŠB-TU Ostrava, 2001. 177 s. ISBN 80-248-0037-3.
- [34] BOYLE, R., FRICK, J. Modern secondary cooling technology in continuous casting of the steel. *La metallurgia Italiana*. 2005, vol. 2, s. 49-52. Dostupný též z WWW: <[http://www.aimnet.it/allpdf/pdf\\_pubbli/1\\_05/frick.pdf](http://www.aimnet.it/allpdf/pdf_pubbli/1_05/frick.pdf)>.
- [35] Spray nozzles, spray control, spray analysis and spray fabrication from the experts in spray technology, Spraying Systems Co. SPRAYING SYSTEMS CO. [online]. [cit. 2012-02-15]. Dostupné z: [http://www.spray.com/m/spray\\_nozzles/spray\\_nozzles\\_overview.aspx](http://www.spray.com/m/spray_nozzles/spray_nozzles_overview.aspx)
- [36] Düsen, Düse, Hohlkonusdüsen, Hohlkonusdüse, Zweistoffdüsen, Zweistoffdüse, Düsenbau, Flachstrahldüsen, Flachstrahldüse, Vollkonusdüsen, Vollkonusdüse, Rundstrahldüsen, Düsensysteme, Düsentechnik Jato Düsenbau AG bringt Ihr Medium in Form. JATO DÜSENBAU AG. [online]. [cit. 2012-02-15]. Dostupné z: <http://www.jato.ch/index2.html>
- [37] Lechler spray nozzles and engineered systems. LECHLER GMBH. [online]. [cit. 2012-02-15]. Dostupné z: [http://www.lechler.de/index-de\\_DE?NewLocaleID=en\\_US](http://www.lechler.de/index-de_DE?NewLocaleID=en_US)
- [38] Ing. Pavel Janeta - KOVO - Strojní obrábění kovů, výroba strojních součástí a dílů. ING. PAVEL JANETA - KOVO - WWW.JANETA-KOVO.CZ. [online]. [cit. 2012-02-15]. Dostupné z: <http://www.janeta-kovo.cz/index.php>
- [39] PŘÍHODA, M., RÉDR, M. *Sdílení tepla a proudění*. 1. vyd. Ostrava: VŠB-TU Ostrava, 1998. 177 s. ISBN 80-7078-549-7.
- [40] RÉDR, M., PŘÍHODA, M. *Základy tepelné techniky*. 1. vyd. Praha: SNTL, 1991. 680 s. ISBN 04-413-91.
- [41] RÉDR, M. *Základy tepelné techniky*. 4. vyd. Ostrava: VŠB-TU Ostrava, 1985. 253 s.
- [42] SAZIMA, M. *Sdílení tepla*. 3. vyd. Praha: ČVUT v Praze, 1984. 241 s.
- [43] JIROUŠ, F. *Aplikovaný přenos tepla a hmoty*. 1. vyd. Praha: ČVUT v Praze. 2010. 207 s. ISBN 978-80-01-04514-5.
- [44] *VDI Heat atlas*. 2. vyd. Berlin: Springer 2010. 1553 s. ISBN 978-3-540-77876-9.
- [45] ECKERT, E. R. G., DRAKE, R. M. Jr. *Analysis of heat and mass transfer*. 1. vyd. USA: McGraw-Hill, Inc., 1972. 801 s. ISBN 07-018925-0.
- [46] COLLIER, J. G., THOME, J. R. *Convective boiling and condensation*. 3. vyd. Oxford: Oxford university Press, 1994. 596 s. ISBN 0-19-856296-9.
- [47] HARTNETT, J. P. (ed.), IRVINE, T. F. Jr. (ed.) *Advances in heat transfer*. vol. 4, London: Academic Press, 1967. 455 s. ISBN 63-22329.
- [48] KUTATELADZE, S. S., BORISĚANSKIĬ, V. M. *Průručka sdílení tepla*. 1. vyd. Praha: SNTL, 1962. 528 s. 04-019-62.

- [49] PYSZKO, R., BURDA, J., FOJTÍK, P., PŘÍHODA, M., ČARNOGURSKÁ, M. Surface condition for the model of strand temperature field in the CCM secondary zone. In *Proc. of the XVIII. International Scientific Conference: The Application of Experimental and Numerical Methods in Fluid Mechanics and Energetics 2012*. University of Žilina. Demänovská dolina, 25.-27. 4. 2012, s. 218-223. ISBN 978-80-554-0516-2.
- [50] PYSZKO, R., BURDA, J., FOJTÍK, P., KUBÍN, T., VELIČKA, M. Robotizované laboratorní zařízení pro testování chladicích účinků vodních a vodovzdušných trysek. In *Setkání kateder mechaniky tekutin a termomechaniky: 22.-24. 06. 2011*. Špindlerův Mlýn: ISBN 978-80-7372-747-5.
- [51] RAUDENSKÝ, M., HORSKÝ, J. Secondary cooling in continuous casting and Leidenfrost temperature effects. *Ironmaking and Steelmaking*. 2005, vol. 32, DOI 10.1179/174328105X15913.
- [52] FOJTÍK, P. Automatizace fyzikálního modelu chlazení ZPO. In *Tepelná technika v teorii a praxi: 4.-6. 10. 2006*. Rožnov p. Radhoštěm: Tanger, s.r.o., Ostrava, 2006, s. 49-54. ISBN 80-86840-25-5.



## SEZNAM PRACÍ DISERTANTA VZTAHUJÍCÍ SE K DISERTACI

- [A1] DITTEL, D., FOJTÍK, P., PYSZKO, R., VACULÍK, M., VELIČKA, M. Simulace transportu tepla při plynulém odlévání oceli. *Strojárstvo/Strojirenství: Mechanical engineering journal*. 2009, 1. vyd. Media / ST s.r.o., Žilina, s. 37-38. ISSN 1335-2938.
- [A2] DITTEL, D., VACULÍK, M. Solution of round blank temperature field with using of sieving method. *Umweltfreundliche industrielle Technologien, neue Werkstoffe und erneubare Energiequellen für eine nachhaltige Entwicklung*. 3.-6. 12. 2007. 1. vyd. Ostrava: VŠB-TU Ostrava, 2007, s. 59-66. ISBN 978-80-248-1706-4.
- [A3] DITTEL, D., VACULÍK, M. Usage of computer simulations for solving of thermal transport problems during continuous steel casting. *16. Internationaler Studententag der Metallurgie 23.-25. 4. 2009*. 1. vyd. Ostrava: VŠB- TU Ostrava, 2009, ISBN 978-80-248-2006-4.
- [A4] DITTEL, D., VACULÍK, M.: Using of difference method for solution of round blank solidification. *15. Internationaler Studententag der Metallurgie 13.-15. 3. 2008*. 1. vyd. TU-Bergakademie Freiberg, 2008, s. 117-122. ISBN 978-3-00-024126-0.
- [A5] PŘÍHODA, M., MOLÍNEK, J., PYSZKO, R., VELIČKA, M., VACULÍK, M., BURDA, J. Heat transfer during cooling of hot surfaces by water nozzles. *Metallurgija = Metallurgy*. 2009. vol. 4, Issue 48, s. 235-238. ISSN 0543-5846.
- [A6] PŘÍHODA, M., PYSZKO, R., MOLÍNEK, J., VELIČKA, M., VACULÍK, M. Možnosti experimentálního stanovení intenzity odvodu tepla z horkého povrchu. *Sborník referátů XVII. mezinárodní vědecké konference Aplikácia experimentálnych a numerických metód v mechanike tekutín a energetike*. Žilinská univerzita, 2010, s. 255-258. ISBN 978-80-554-0189-8.
- [A7] PŘÍHODA, M., MOLÍNEK, J., VELIČKA, M., VACULÍK, M., DITTEL, D. Parametry ovlivňující odvod tepla z horkého povrchu ochlazovaného vodními tryskami. *Průběžná výzkumná zpráva GA ČR 106/07/0938*. Ostrava: VŠB-TU Ostrava, 2007.
- [A8] PŘÍHODA, M., MOLÍNEK, J., DITTEL, D., VACULÍK, M., FOJTÍK, P. Simulace vlivu výšky hladiny oceli v krystalizátoru ZPO na tuhnutí kruhového předlitku. *Acta Metallurgica Slovaca*. 2007, vol 13, no. 3 (special issue). ISSN 1335-1532.
- [A9] PŘÍHODA, M., MOLÍNEK, J., VELIČKA, M., VACULÍK, M. Výzkum trysek sochorového ZPO na fyzikálním modelu sekundární oblasti chlazení. *Sborník přednášek 16. mezinárodní konference metalurgie a materiálů METAL 2007 (CD)*, 2007, Tanger s. r. o., s. 1-7. ISBN 978-80-86840-33-8.
- [A10] PŘÍHODA, M., MOLÍNEK, J., VÁCLAVÍK, L., PYSZKO, R., KLIMZSOVÁ, A., VELIČKA, M., DITTEL, D., VACULÍK, M.: Výzkum, vývoj a zavedení do výroby dynamického modelu řízení technologie pro plynulé odlévání sochorů. *Výzkumná zpráva (Úkol čís. FI-IM/021-TŽ)*. Ostrava: VŠB- TU Ostrava, 2006.
- [A11] PYSZKO, R., PŘÍHODA, M., MOLÍNEK, J., DITTEL, D., VACULÍK, M. Výzkum podmínek a vývoj modelu vzniku chemické nehomogenity, napětových stavů a porušení materiálu při plynulém odlévání oceli. *Průběžná výzkumná zpráva za rok 2007 – Etapa 5: Tvorba základního modelu (Projekt MPO ev. č FT-TA4/048)*. Ostrava: VŠB-TU Ostrava, 2007.

- [A12] VACULÍK, M., DITTEL, D., VELIČKA, M. Determination of heat transfer coefficient and spraying intensity for nozzles of secondary cooling area of CCM. *16. Internationaler Studententag der Metallurgie 23.-25. 4. 2009*. 1. vyd. VŠB-TU Ostrava, 2009, [CD-ROM], ISBN 978-80-248-2006-4.
- [A13] VACULÍK, M., VELIČKA, M., BURDA, J. Determination of the heat transfer coefficient by the inversion method. *Sborník vědeckých prací Vysoké školy báňské - Technické univerzity Ostrava. Řada strojní*. 2009, vol. 51, Issue 3, s. 165- 170. ISSN 1210-0471.
- [A14] VACULÍK, M., DITTEL, D., VELIČKA, M., BURDA, J. Laboratorní výzkum chladicích účinků trysek sekundární oblasti ZPO. *Strojárstvo/Strojirenství: Mechanical engineering journal*. 2009, 1. vyd. Media / ST s.r.o., Žilina, s. 269-270. ISSN 1335-2938.
- [A15] VACULÍK, M., BURDA, J., VELIČKA, M., PŘÍHODA, M., MOLÍNEK, J. Posouzení ostřikových vlastností trysek sekundární oblasti chlazení. *Sborník přednášek 19. mezinárodní konference metalurgie a materiálů METAL 2010*. Tanger, s.r.o., 2010, s. 131-132. ISBN 978-80-87294-15-4.
- [A16] VACULÍK, M. Research of nozzles in secondary cooling area. *Den doktorandů 2009 (Odborný seminář FMMI)*. Ostrava: VŠB-TU Ostrava, 2009, s. 53-54, ISBN 978-80-248-2129-0.
- [A17] VELIČKA M., VACULÍK, M., DITTEL, D. Měření teplot v krystalizátoru blokového ZPO. *Měření a regulace teplot v teorii a praxi 9.-10. 4. 2009*. 1. vyd. VŠB-TU Ostrava, 2009, s. 132, ISBN 978-80-87294-02-4.
- [A18] VELIČKA M., DITTEL, D., VACULÍK, M. Monitorování tepelných procesů u plynulého odlévání oceli. *Sborník přednášek konference Tepelná technika v teorii a praxi 2011*. 1. vyd. Tanger, s.r.o., 2011. ISBN 978-80-248-2463-5.
- [A19] VELIČKA M., VACULÍK, M., DITTEL, D. Thermal Processes in Primary Cooling of Continuous Casting Machine. *16. Internationaler Studententag der Metallurgie 23.-25. 4. 2009*. 1. vyd. VŠB-TU Ostrava, 2009, [CD-ROM], ISBN 978-80-248-2006-4.

## SEZNAM OBRÁZKŮ A TABULEK

Obr. 1. Porovnání výroby bram při klasickém způsobu a při odlévání na ZPO [26] .....	6
Obr. 2. Schéma horizontální konstrukce plynulého odlévání [29] .....	9
Obr. 3. Schéma vertikální konstrukce plynulého odlévání [29] .....	10
Obr. 4. Schéma radiální konstrukce plynulého odlévání [30] .....	11
Obr. 5. Závislost hustoty tepelného toku na poměrné výšce krystalizátoru .....	12
Obr. 6. Tvary krystalizátorů dle průřezu [32] .....	13
Obr. 7. Členění sekundární oblasti ZPO Zdroj: Jiří Molínek .....	16
Obr. 8. Schéma jednosložkové kuželové trysky [35] .....	17
Obr. 9. Základní tvary ploch a charakteristiky chlazení jednosložkových trysek [27] .....	18
Obr. 10. FullJet Nozzles [35] .....	19
Obr. 11. Full cone Nozzle [36] .....	20
Obr. 12. Axiální a tangenciální kuželová tryska Lechler [37] .....	20
Obr. 13. Kuželová tryska Ing. Pavel Janeta – KOVO [38] .....	20
Obr. 14. Schéma dvousložkové kuželové trysky [35] .....	22
Obr. 15. Schéma odvodu tepla v sekundární oblasti chlazení [27] .....	23
Obr. 16. Rozložení proudu chladicí vody dopadající na chlazený povrch [44] .....	29
Obr. 17. Odpařování na hladině kapaliny. Foto: J. Timashov .....	31
Obr. 18. Bublínkový var na horizontální tyči [45] .....	32
Obr. 19. Přejímová oblast při varu na horizontální tyči [45] .....	33
Obr. 20. Blánový var na horizontální tyči [45] .....	34
Obr. 21. Soustava fyzikálních modelů .....	36
Obr. 22. Lineární a plošná intenzita ostříku .....	37
Obr. 23. Studený fyzikální model chlazení .....	38
Obr. 24. Teplotní pole předlitku. Foto: J. Kuběna .....	39
Obr. 25. Štěrbínová komora – lineární intenzita ostříku .....	39
Obr. 26. Štěrbínová komora – plošná intenzita ostříku .....	40
Obr. 27. Plošná intenzita ostříku – tryska 2545 .....	41
Obr. 28. Plošná intenzita ostříku – tryska 5045 .....	41
Obr. 29. Testovací zařízení s robotem .....	42
Obr. 30. Lineární intenzita ostříku – 2065 .....	43
Obr. 31. Lineární intenzita ostříku – tryska 2565 .....	44
Obr. 32. Lineární intenzita ostříku – 3065 .....	44
Obr. 33. Lineární intenzita ostříku – tryska 3065 .....	45
Obr. 34. Lineární intenzita ostříku – 4065 .....	45
Obr. 35. Lineární intenzita ostříku – 5065 .....	46
Obr. 36. Lineární intenzita ostříku – 8065 .....	46
Obr. 37. Lineární intenzita ostříku – 10065 .....	47
Obr. 38. Lineární intenzita ostříku – 2045 .....	47
Obr. 39. Lineární intenzita ostříku – 2545 .....	48
Obr. 40. Lineární intenzita ostříku – 3045 .....	48

Obr. 41. Lineární intenzita ostříku – 3045.....	49
Obr. 42. Lineární intenzita ostříku – 5045.....	49
Obr. 43. Lineární intenzita ostříku – vliv vzdálenosti od chlazeného povrchu.....	50
Obr. 44. Lineární intenzita ostříku – vliv otočení trysky A.....	51
Obr. 45. Lineární intenzita ostříku – vliv otočení trysky B.....	51
Obr. 46. Jednosložkové kuželové trysky nová (1), použitá (2) a čištěná (3).....	52
Obr. 47. Lineární intenzita ostříku – závislost na opotřebení.....	52
Obr. 48. SEM fotografie a chemická analýza povrchu trysky – nová.....	53
Obr. 49. SEM fotografie a chemická analýza povrchu trysky – použitá.....	54
Obr. 50. SEM fotografie a chemická analýza povrchu trysky – čištěná .....	55
Obr. 51. Použitá tryska a odebrané usazeniny.....	56
Obr. 52. Měření na RTG difraktometru: Bragg-Brentanova geometrie.....	56
Obr. 53. Difrakční záznam usazeniny odebrané z trysky .....	55
Obr. 54. Teplý fyzikální model chlazení .....	59
Obr. 55. Testované tvary měřicí sondy.....	60
Obr. 56. Detail měřicí sondy a termovizní snímek s rozložením teplot.....	61
Obr. 57. Součinitel přestupu tepla – 2065; 0,3 MPa; 600 °C; 102 mm.....	62
Obr. 58. Součinitel přestupu tepla – 2065; 0,3 MPa; 800 °C; 102 mm.....	63
Obr. 59. Součinitel přestupu tepla – 2065; 1,0 MPa; 600 °C; 102 mm.....	63
Obr. 60. Součinitel přestupu tepla – 2065; 1,0 MPa; 800 °C; 102 mm.....	64
Obr. 61. Součinitel přestupu tepla – 2565; 0,3 MPa; 600 °C; 102 mm.....	64
Obr. 62. Součinitel přestupu tepla – 2565; 0,3 MPa; 800 °C; 102 mm.....	65
Obr. 63. Součinitel přestupu tepla – 2565; 1,0 MPa; 600 °C; 102 mm.....	65
Obr. 64. Součinitel přestupu tepla – 2565; 1,0 MPa; 800 °C; 102 mm.....	66
Obr. 65. Součinitel přestupu tepla – 3065; 0,3 MPa; 600 °C; 102 mm.....	66
Obr. 66. Součinitel přestupu tepla – 3065; 0,3 MPa; 800 °C; 102 mm.....	67
Obr. 67. Součinitel přestupu tepla – 3065; 1,0 MPa; 600 °C; 102 mm.....	67
Obr. 68. Součinitel přestupu tepla – 3065; 1,0 MPa; 800 °C; 102 mm.....	68
Obr. 69. Součinitel přestupu tepla – 4065; 0,5 MPa; 600 °C; 79 mm.....	68
Obr. 70. Součinitel přestupu tepla – 4065; 0,5 MPa; 800 °C; 79 mm.....	69
Obr. 71. Součinitel přestupu tepla – 4065; 1,5 MPa; 600 °C; 79 mm.....	69
Obr. 72. Součinitel přestupu tepla – 4065; 1,5 MPa; 800 °C; 79 mm.....	70
Obr. 73. Součinitel přestupu tepla – 5065; 0,5 MPa; 600 °C; 79 mm.....	70
Obr. 74. Součinitel přestupu tepla – 5065; 0,5 MPa; 800 °C; 79 mm.....	71
Obr. 75. Součinitel přestupu tepla – 5065; 1,5 MPa; 600 °C; 79 mm.....	71
Obr. 76. Součinitel přestupu tepla – 5065; 1,5 MPa; 800 °C; 79 mm.....	72
Obr. 77. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 2065; 600 °C; 0,3 MPa.....	75
Obr. 78. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 2065; 600 °C; 1,0 MPa.....	75
Obr. 79. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 2065; 800 °C; 0,3 MPa.....	76
Obr. 80. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 2065; 800 °C; 1,0 MPa.....	76
Obr. 81. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 2565; 600 °C; 0,3 MPa.....	77

Obr. 82. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 2565; 600 °C; 1,0 MPa.....	77
Obr. 83. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 2565; 800 °C; 0,3 MPa.....	78
Obr. 84. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 2565; 800 °C; 1,0 MPa.....	78
Obr. 85. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 3065; 600 °C; 0,3 MPa.....	79
Obr. 86. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 3065; 600 °C; 1,0 MPa.....	79
Obr. 87. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 3065; 800 °C; 0,3 MPa.....	80
Obr. 88. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 3065; 800 °C; 1,0 MPa.....	80
Obr. 89. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 4065; 600 °C; 0,5 MPa.....	81
Obr. 90. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 4065; 600 °C; 1,5 MPa.....	81
Obr. 91. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 4065; 800 °C; 0,5 MPa.....	82
Obr. 92. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 4065; 800 °C; 1,5 MPa.....	82
Obr. 93. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 5065; 600 °C; 0,5 MPa.....	83
Obr. 94. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 5065; 600 °C; 1,5 MPa.....	83
Obr. 95. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 5065; 800 °C; 0,5 MPa.....	84
Obr. 96. Intenzita ostříku, naměřená a vypočtená hodnota $\alpha$ – 5065; 800 °C; 1,5 MPa.....	84
Obr. 97. Vstupní parametry modelu KTT .....	86
Obr. 98. Nastavení parametrů sekundární zóny .....	87
Obr. 99. Dialogové okno s výsledky simulace programu KTT .....	88
Obr. 100. Modul MeshCAST – definování geometrických podmínek .....	89
Obr. 101. Modul PreCAST – definování počátečních a povrchových podmínek.....	90
Obr. 102. Modul VisualCAST – zobrazení utuhlé licí kůry v krystalizátoru.....	90
Obr. 103. Modul VisualCAST – zobrazení teplotního pole předlitku.....	91
Tabulka 1. Hodnoty součinitele přestupu tepla [40] .....	26
Tabulka 2. Parametry testování na studeném fyzikálním modelu.....	42
Tabulka 3. Vlastnosti a složení chladicí vody .....	58
Tabulka 4. Parametry testování na teplém fyzikálním modelu .....	62
Tabulka 5. Průměrná velikost součinitele přestupu tepla .....	72
Tabulka 6. Přehled trysek pro nalezení regresních závislostí.....	74
Tabulka 7. Hodnoty konstanty $K$ a exponentu $n$ .....	85